А. Е. АЛЕКСЕЕВ

ТЯГОВЫЕ ЭЛЕКТРИЧЕСКИЕ МАШИНЫ И ПРЕОБРАЗОВАТЕЛИ



А. Е. АЛЕКСЕЕВ

ТЯГОВЫЕ ЭЛЕКТРИЧЕСКИЕ МАШИНЫ И ПРЕОБРАЗОВАТЕЛИ

ИЗДАНИЕ ВТОРОЕ, ПЕРЕРАБОТАННОЕ И ДОПОЛНЕННОЕ



«ЭНЕРГИЯ» ЛЕНИНГРАД 1977

6П2.1.081
А46
УДК 621.333

Алексеев А. Е.

А 46 Тяговые электрические машины и преобразователи. Л., «Энергия», 1977.

444 с. с ил.

В книге описаны схемы современного электропривода движущих осей подвижного состава железных дорог: электропоездов, электровозов постоянного и переменного тока и тепловозов с электрической передачей.

В настоящем издании по сравнению с изданием 1967 г. заново написаны главы «Тяговые полупроводниковые преобразователи» и «Бесколлекторные электрические машины», внесены поправки и дополнения в другие главы в соответствии с современным уровнем тягового электромашиностроения.

Книга предназначена для инженерно-технических работников электрифицированного транспорта и заводов транспортного электрооборудования и может быть полезна для учащихся высших учебных заведений по специальностям «Электрический транспорт» и «Электрификация железных дорог».

А $\frac{30307-124}{051(01)-77}$ 273—76 **6П2.1.081**

© Издательство «Энергия», 1977

ПРЕДИСЛОВИЕ

Настоящая книга представляет собой переработанную и дополненную монографию «Тяговые электрические машины и преобразователи», вышедшую в 1967 г. в Ленинградском отделении издательства «Энергия».

При работе над книгой автор поставил себе целью обобщить опыт отечественного и зарубежного тягового электромашиностроения и тем самым способствовать определению путей дальнейшего его совершенствования в направлении повышения надежности и экономичности.

Наибольшее внимание уделено тяговому электродвигателю, как главнейшему звену электрооборудования рельсового транспорта, определяющему основные эксплуатационные характеристики любой тяговой единицы.

В книге изложены методики электромагнитного, вентиляционного и теплового расчетов тяговых двигателей; приведен пример расчета тягового двигателя для мощного электровоза. Наряду с двигателями постоянного тока рассмотрены бесколлекторные тяговые двигатели. Автор убежден, что асинхронные двигатели с беличьей клеткой на роторе будут наиболее пригодными для скоростного подвижного состава в комплексе с регулируемыми полупроводниковыми преобразователями. В соответствии с этим главы шестая и девятая написаны заново с учетом исследований, выполненных в последние годы в области асинхронного тягового привода с частотным регулированием.

Книга рассчитана на читателя, изучившего дисциплину «Электрические машины». Что же касается главы, посвященной полупроводниковым преобразователям, то в ней даны также начальные физические представления об основных элементах современного энергетического оборудования.

Выпрямительные установки на ртутных вентилях в книге не рассмотрены, так как к настоящему времени и на подвижном составе и на тяговых подстанциях они заменены преобразователями на полупроводниковых вентилях.

Материал монографии является обобщением многолетней педагогической и научно-исследовательской работы автора в области тягового электромашиностроения.

Автор выражает признательность за помощь в работе сотрудникам кафедры «Электрические машины» ЛИИЖТ и научно-исследовательской лаборатории при кафедре: доцентам, к. т. н. Г. Л. Болдыреву, В. И. Мельникову, И. В. Гурлову, ст. научным сотрудникам Я. Ю. Пармасу, Н. П. Семенову, Б. Л. Сыркину, Б. А. Тимофееву, С. С. Чернову и ст. лаборанту А. Н. Коротковой. Особо большая помощь была оказана ст. научным сотрудником А. Т. Бурковым в написании шестой главы.

Замечания и пожелания по книге просьба присылать по адресу: 192041, Ленинград, Марсово поле, д. 1, Ленинградское отделение издательства «Энергия».

ВВЕДЕНИЕ

В-1. Главнейшие исторические этапы развития тягового электропривода на железных дорогах мира

В 1876 г. в Петербурге инженер А. Пироцкий провел первые опыты электрификации трамвая, а в 1881 г. в Германии была электрифицирована трамвайная линия. К 1891 г. относится появление первой трамвайной линии в России (в Севастополе). В 1895 г. в США была осуществлена электрификация пригородной железной дороги. Во всех этих системах электрификации применялись тяговые двигатели постоянного тока напряжением 500—750 В.

В конце 90-х годов этого же века были электрифицированы несколько горных участков железных дорог севера Италии на трехфазном токе напряжением 3000 В с системой питания: два контактных провода — земля. При этом были построены электрические станции пониженной частоты (16 2/3 Гц). Двигатель трехфазного тока привлекал к себе внимание не только простотой устройства (отсутствовал коллектор), но и возможностью исполнения его на значительно более высокое напряжение по сравнению с тем, что было тогда возможным для двигателей постоянного тока.

Двигатели трехфазного тока были тихоходными с прямым присоединением к движущим осям, т. е. без зубчатых редукторов, из-за чего они получались многополюсными, тяжелыми и дорогими. Для регулирования скорости обмотки двигателей выполнялись с переключением числа полюсов; при трогании состава с места в цепь роторных обмоток через контактные кольца включались пусковые резисторы (рис. В-1). Двигатели обеспечивали простое и надежное торможение с возвратом энергии в сеть. Это обстоятельство является весьма весомым при экономической оценке электрификации горных железных дорог. Экономически электрификация оправдывалась, несмотря на высокую стоимость не только электровозов, но и устройств электроснабжения этих дорог.

С начала XX в. электрификацию железных дорог в ряде стран (Германия, Швейцария, Швеция, США) начали осуществлять на однофазном токе 11—15 тысяч вольт, но тоже

пониженной частоты (в Европе 15—16 2/3 Гц, в США 25 Гц). Лишь на такие частоты могли быть построены коллекторные двигатели однофазного тока (§ 8-5), но это уже были быстроходные двигатели. Передача к движущим колесам включала обязательное механическое звено — зубчатый редуктор. Вследствие сравнительно высокого напряжения контактного провода в электрическую цепь электровозов этих дорог вводился понижающий трансформатор однофазного тока (рис. 5-2). При этом напряжение на тяговых двигателях регулировалось ступенями с низковольтной стороны трансформатора.

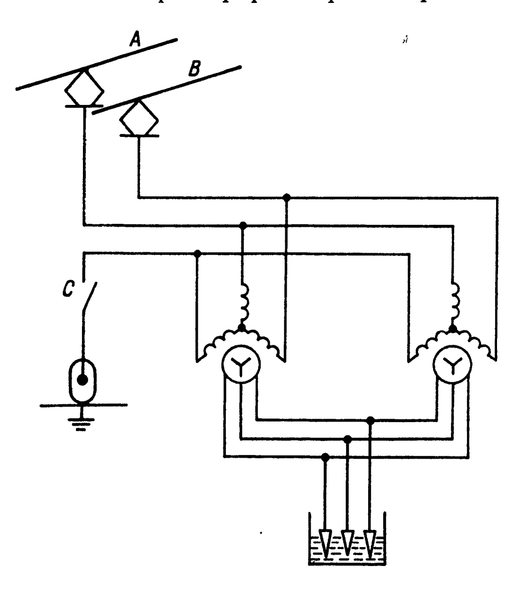


Рис. В-1. Принципиальная электрическая схема электровоза трехфазного тока

В то же время во Франции была начата электрификация железных дорог на постоянном токе напряжением 1500 В. В США был построен преобразовательный электровоз однофазно-трехфазного тока, причем в качестве преобразователя был применен расщепитель фаз.

В период первой мировой войны в США был электрифицирован на постоянном токе напряжением 3000 В перевальный участок с длинным туннелем дороги Милуоки — Сент-Пол. Необходимость вентиляции туннеля при паровой тяге весьма сильно снижала пропускную способность всей дороги.

В Венгрии в 20-х годах нашего века была проведена электрификация главнейших линий железных дорог на однофазном токе при напряжении 16 кВ и частоте 50 Гц с использованием преобразовательных электровозов однофазно-трехфазного тока. Вращающиеся преобразователи были системы Кандо [2], двигатели — тихоходные с переключением числа полюсов.

Позднее, в начале 50-х годов во Франции удачно прошли опыты электрификации дороги Валансьен — Тионвиль на однофазном токе 50 Гц напряжением 22—25 кВ. Благодаря стандартной частоте возникла возможность прямого питания тяговых подстанций железнодорожных линий от районных электростанций. Тяговые подстанции при всех прочих системах электрической тяги являются достаточно дорогими объектами,

здесь же они были сведены к блоку из двух-трех трансформаторов.

Предельная простота устройства тяговых подстанций и возможность применения контактного провода малого сечения существенно удешевили электрификацию этой линии. На этой же линии из 125 электровозов 20 были оборудованы частотно-регулируемыми асинхронными тяговыми двигателями с беличьей клеткой на роторе (§ 9-1).

В конце 60-х годов нашего столетия во Франции были начаты работы по применению на скоростных поездах тяговых двигателей выпрямленного тока, которые питаются от генератора трехфазного тока, приводимого во вращение газовой двухвальной турбиной. После серии опытов была получена энергетическая установка на 50% дешевле обычной дизель-генераторной. Эта установка была в четыре раза легче, следовательно, меньше воздействовала на путь. Кроме того, она значительно меньше по сравнению с дизель-генераторной загрязняла воздух и делала возможным повышение наибольшей эксплуатационной скорости до 300 км/ч.

Позднее, в начале 70-х годов в США электрифицируется линия Маскингем на однофазном токе 25 Гц напряжением 50 кВ, а затем линия в штате Аризона на однофазном токе частотой 60 Гц и напряжением 50 кВ.

В эти же годы в основных капиталистических странах проведены обнадеживающие опыты по применению линейных асинхронных двигателей на наземном транспорте как с обычным, так и с принципиально новым устройством верхнего строения пути. Прогнозируется достижение скорости 500—600 км/ч.

В-2. Краткая история отечественного тягового электромашиностроения

Первым заводом, изготовившим отечественные тяговые двигатели, был завод «Электрик» в Ленинграде, на котором в 1924 г. были построены 10 тяговых электродвигателей мощностью 110 кВт при частоте вращения 660 об/мин для первого в мире магистрального тепловоза с электрической передачей системы Я. М. Гаккеля [9].

В этом же году на заводе «Электросила» были построены первые отечественные трамвайные двигатели часовой мощностью 50 кВт при частоте вращения 560 об/мин и напряжении 550 В для московского трамвая. Одновременно трамвайные двигатели такой же мощности были построены на заводе «Динамо» в Москве. Двигатели были закрытого типа и охлаждались встроенными в них вентиляторами. С 1928 г. все тяговое электромашиностроение сосредоточивается на этом заводе.

Электрификация магистральных железных дорог СССР была начата в конце 20-х годов нашего века. Был электрифицирован

Сурамский перевал Закавказской железной дороги на постоянном токе 3000 В.

В 1929 г. завод «Динамо» построил подвесно-осевые тяговые двигатели мощностью 340 кВт при частоте вращения 650 об/мин для первых отечественных электровозов. В 1934 г. заводом были созданы сдвоенные тяговые двигатели мощностью 2×340 кВт при частоте вращения 650 об/мин для первого советского быстроходного электровоза с осевой формулой 2-3-2. Двигатели устанавливались на раме электровоза, а передача к движущим колесным парам осуществлялась через полый вал.

В 1947 г. для московского метро были изготовлены двигатели с так называемой независимой подвеской. Зубчатая передача у этих двигателей была выполнена в виде отдельного редуктора, причем соединение вала двигателя с валом редуктора осуществлялось карданной муфтой.

В послевоенные годы центром электровозостроения становится Новочеркасский электровозостроительный завод (НЭВЗ). Здесь было поставлено комплексное производство и серийный выпуск электровозов постоянного тока, оснащенных двигателями своего изготовления.

В 1957 г. вступил в строй электровозостроительный завод в Тбилиси (ТЭВЗ им. В. И. Ленина), изготовляющий также электровозы постоянного тока. Наконец, в Днепропетровске было организовано производство промышленных электровозов.

В середине 50-х годов нашего столетия были начаты работы по электрификации железных дорог на однофазном токе промышленной частоты. В 1956 г. был электрифицирован на однофазном токе напряжением 22 кВ пробный участок Ожерелье — Павелец Московской железной дороги, а в декабре 1958 г. была закончена электрификация участка Зима — Клюквенная Красноярской железной дороги на однофазном токе напряжением 25 кВ. Последнее и было принято в качестве стандартного напряжения системы однофазного тока промышленной частоты для железных дорог СССР. На этих участках поезда водили электровозы, построенные НЭВЗом, и электровозы, построенные во Франции; те и другие — с двигателями выпрямленного тока.

Трансформаторы и полупроводниковые преобразователи для отечественных электровозов и электропоездов изготовляет Таллинский электротехнический завод имени М. И. Калинина (ТЭЗ).

Тяговое электрооборудование для электропоездов выпускает Рижский электромашиностроительный завод (РЭЗ), электрооборудование тепловозов — харьковский завод «Электротяжмаш» им. В. И. Ленина.

Тепловозы в последние годы строятся не только с генераторами постоянного тока, но и с генераторами трехфазного тока,

питающими двигатели постоянного тока через полупроводниковые выпрямители. Такие тепловозы строятся и на экспорт.

Тяговые двигатели для трамваев и метро строятся на московском заводе «Динамо».

Электрификация наземных городских линий транспорта — трамваев и троллейбусов — осуществляется на постоянном токе напряжением 500—550 В, метро — напряжением 750 В также на постоянном токе.

В середине 60-х годов в нашей стране были начаты поисковые работы по применению бесколлекторных двигателей в тяговом приводе электроподвижного состава и тепловозов. В начале 70-х годов НЭВЗ изготовил два электровоза с бесколлекторными тяговыми двигателями. На одном из электровозов были установлены асинхронные короткозамкнутые двигатели, а на другом — так называемые вентильные (§ 9-1). Почти одновременно с этими электровозами на рижских заводах был построен электропоезд с асинхронными тяговыми короткозамкнутыми двигателями.

На электроподвижном составе с бесколлекторными тяговыми двигателями используются полупроводниковые преобразователи частоты и напряжения, питаемые от контактного провода через понижающий трансформатор. Преобразователи разработаны в нашей стране.

Ведутся также работы по созданию асинхронных тяговых двигателей и тиристорных преобразователей для магистральных тепловозов.

В 1972 г. в СССР построен первый турбопоезд с асинхронными двухскоростными короткозамкнутыми тяговыми двигателями и газовой турбиной в качестве первичного двигателя. На нем установлена двухвальная широкорегулируемая турбина, которая через редуктор приводит во вращение генератор трехфазного тока, питающий непосредственно тяговые двигатели.

В работах проблемного характера, выполняемых во втузах, рассматриваются вопросы применения линейных асинхронных двигателей для железных дорог с наземным полотном и поддерживающим магнитом, а также на подвесных дорогах, скомбинированных с автострадами.

В ряде организаций развернуты работы по изучению относительной долговечности и надежности основных звеньев энергетической цепи электроподвижного состава и тепловозов с учетом экономической стороны дальнейшего их совершенствования.

В перспективных работах, проводимых АН СССР (Постоянная комиссия по научным проблемам развития транспорта) и в ИКТП (Институт комплексных транспортных проблем), изучаются вопросы, возникающие в связи с объединением всех видов транспорта СССР в Единую транспортную систему.

В-3. Упрощенные структурные схемы электроприводов подвижного состава железных дорог

На электроподвижном составе городских железных дорог (трамвай, метро), пригородных и магистральных железных дорог, электрифицированных на постоянном токе напряжением 3000 В, используются, как правило, двигатели постоянного тока последовательного возбуждения (рис. В-2, *а*) с резисторным пусковым усторойством *1*. Разрабатываются схемы с импульсным регулятором *4* (рис. В-2, *б*).

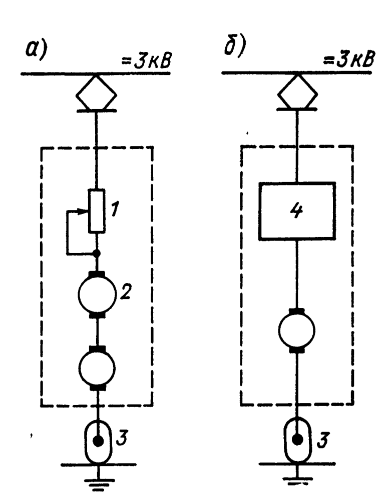


Рис. В-2. Подключение к контактной сети постоянного тока тяговых двигателей последовательного возбуждения: *а* — с резисторным регулированием; *б* — с импульсным регулированием

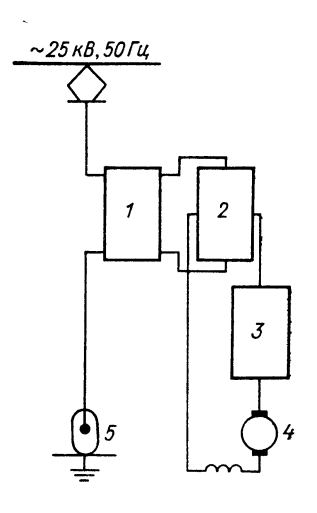


Рис. В-3. Схема питания двигателей выпрямленного тока от контактной сети однофазного тока стандартной частоты

На линиях метро электропитание поездов производится не от контактного провода, как это показано на рис. В-2, *а* и *б*, а от третьего контактного рельса. Возврат тока от тяговых двигателей *2* в сеть, как и при питании от контактного провода, происходит через движущую ось, поверхность качения колес, рельсы *3* и землю. Надо отметить, что такое прохождение тока приводит к появлению так называемых «блуждающих» токов, вызывающих коррозию не только бандажей колес и рельсов, но и расположенных в земле, вблизи железнодорожных линий, металлических трубопроводов или кабелей с токопроводящими оболочками.

Современный подвижной состав железных дорог, электрифицированных на однофазном токе промышленной частоты

(рис. В-3), как правило, оборудован двигателями выпрямленного тока *4*, которые получают питание через понижающий трансформатор *1*, полупроводниковый выпрямитель *2* и сглаживающий фильтр *3*. Напряжение трансформаторов регулируется или со стороны низшего напряжения посредством контакторного устройства, или со стороны высшего напряжения. Во втором случае коммутатор, переключающий витки автотрансформаторной обмотки, конструктивно объединен с трансформатором (§ 5-1).

Электрическая цепь замыкается также через колеса *5*, рельсы и землю. Но здесь ток переменный, причем благодаря высокому напряжению работа происходит при значительно меньших токах, чем при питании постоянным током. Оба эти обстоятельства практически сводят к нулю влияние «блуждающих» токов.

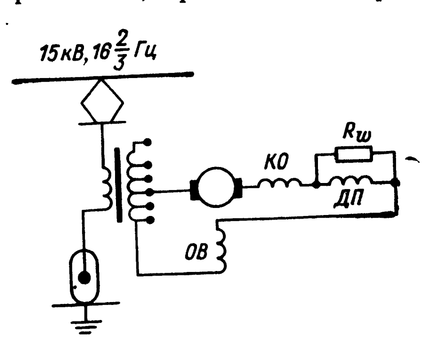


Рис. В-4. Подключение однофазного коллекторного двигателя к контактной сети пониженной частоты

ОВ — обмотка возбуждения; *КО* — компенсационная обмотка; *ДП* — обмотка добавочного полюса

Двигатели выпрямленного тока, как правило, имеют последовательное возбуждение, но исполняются и с независимым возбуждением. В последнем случае источник питания обмотки возбуждения (обычно управляемый выпрямитель) автоматически изменяет напряжение на зажимах обмотки пропорционально току нагрузки. Благодаря этому тяговые характеристики получаются такими же, как у двигателя с последовательным возбуждением. Кроме того, двигатели с независимым возбуждением позволяют вести работу при более высоком использовании сцепного веса и упрощают переход в режим рекуперативного торможения.

Электрические схемы современного электроподвижного состава однофазного тока пониженной частоты (16 2/3 Гц) выполняются с двигателями пульсирующего тока без сглаживающих реакторов, так как при пониженной частоте сглаживающий реактор получается чрезмерно тяжелым. При этом целесообразно выполнять двигатели с полностью расслоенной магнитной цепью.

За рубежом на дорогах, электрифицированных однофазным током пониженной частоты, широко применяются также коллекторные двигатели, питаемые от трансформатора (рис. В-4). Бесколлекторные двигатели, как асинхронные, так и вентильные (рис. В-5, б), имеют жесткие скоростные характеристики, в особенности вентильные, так как в принципе это синхронные

машины (§ 9-1). Для тяговой же работы двигатели должны иметь мягкую (сериесную) характеристику. Поэтому в схемах питания обоих двигателей *5* предусмотрена обратная связь на систему управления трансформатором и преобразователем, осуществляемая блоком автоматического управления *7* по сигналу от тахогенератора *6*, при применении асинхронного двигателя (рис. В-5, *а*). При применении же вентильного двигателя тахогенератор *6* (рис. В-5, *б*) задает, кроме частоты вращения, и положение ротора относительно результирующего магнитного поля двигателя.

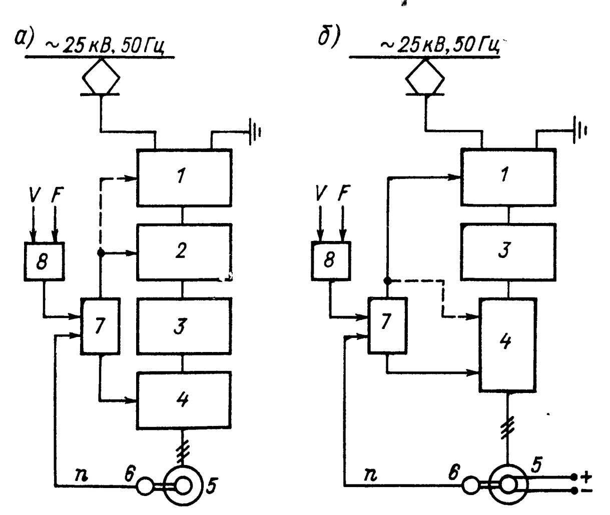


Рис. В-5. Структурные схемы подключения к контактной сети однофазного тока стандартной частоты бесколлекторных тяговых двигателей: *а* — асинхронного короткозамкнутого; *б* — вентильного

Задачей блока автоматического регулирования *7* является переработка и подача соответствующих импульсов управления на тиристорный выпрямитель *2*, автономный инвертор *4* и переключатель ступеней вторичного напряжения трансформатора *1* в зависимости от заданий, получаемых с пульта управления *8* и по обратным связям — от тахогенераторов двигателей. Трансформатор *1* подает, как правило, на выпрямитель *2* или дроссель 3 ступенчато-регулируемое по значению напряжение с плавным изменением в пределах каждой ступени. Поэтому в блоке управления *7* предусматриваются соответствующие звенья для посылки импульсов управления контакторному устройству, осуществляющему переключение обмоток трансформатора.

Тепловозы постройки 70-х годов нашего столетия в качестве тягового генератора имеют синхронный генератор трехфазного тока *2*, питающий тяговые двигатели постоянного тока последовательного возбуждения *5* (рис. В-6, *а*) через выпрямитель *4*. Генератор спарен с возбудителем постоянного тока *3*. Управление подачей топлива дизелю *1* объединено с общей системой регулирования энергетической цепи тепловоза. Регулирование

напряжения, подаваемого на двигатели, осуществляется возбудителем тягового генератора по сигналу от блока автоматического управления *6*, который при обратных связях по току, напряжению и частоте вращения двигателей получает задание скорости и силы тяги с пульта управления *7* тепловоза.

В начале 70-х годов в ФРГ был сдан в эксплуатацию тепловоз с асинхронными тяговыми двигателями *7* (рис. В-6, *б*), опорно-осевыми с беличьей клеткой на роторе. Дизель *1* мощностью 1,84 МВт (2500 л. с.) при частоте вращения 1000 об/мин приводит во вращение генератор трехфазного тока *2*. При номи-

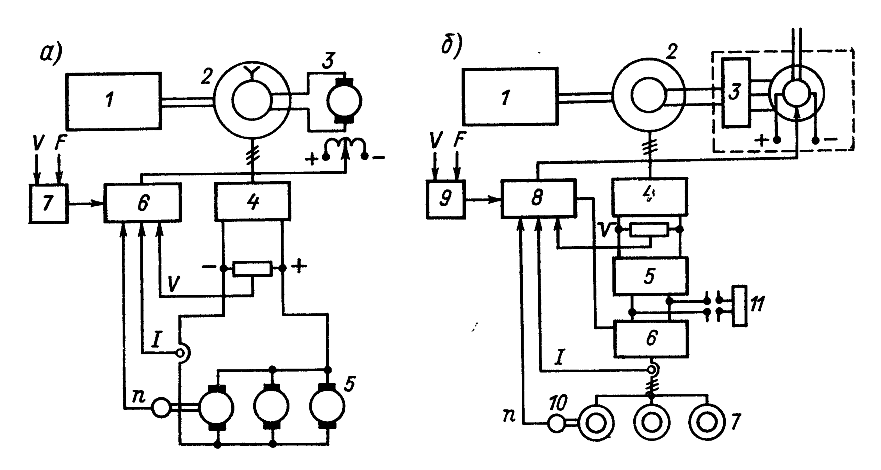


Рис. В-6. Структурные схемы электроприводов тепловозов: *а* — переменно-постоянного тока; *б* — переменно-переменного тока

нальной частоте вращения мощность генератора 1800 кВт, напряжение 1000 В, частота 125 Гц. Упрощенная структурная схема его энергетической цепи и основных обратных связей показывает, что возбудитель *3* генератора *2* выполнен с трехфазной обмоткой, уложенной на роторе, и со встроенным вращающимся выпрямителем для питания обмоток возбуждения генератора. Это позволило всю генераторную группу выполнить без щеточных контактов. Генератор *2* питает трехфазным током выпрямитель *4*, который соединен с тиристорным преобразователем частоты *6*. Между ними включен емкостный фильтр *5* и тормозной резистор *11*. Торможение происходит при работающем главном генераторе. Он обеспечивает начальное намагничивание тяговых двигателей с той частотой, которая соответствует их работе в требуемых режимах торможения, которое осуществимо до полной остановки. Соответствующую частоту намагничивания при торможении определяет тахогенератор частоты вращения *10*. Обратные связи и звенья системы

регулирования аналогичны приведенным на рис. В-6, *а*. Они реализуются через блок управления *8* и пульт *9*.

Более полное представление о взаимосвязи отдельных звеньев энергетической цепи тепловоза и элементов его системы управления дает структурная схема (рис. В-7) электропередачи

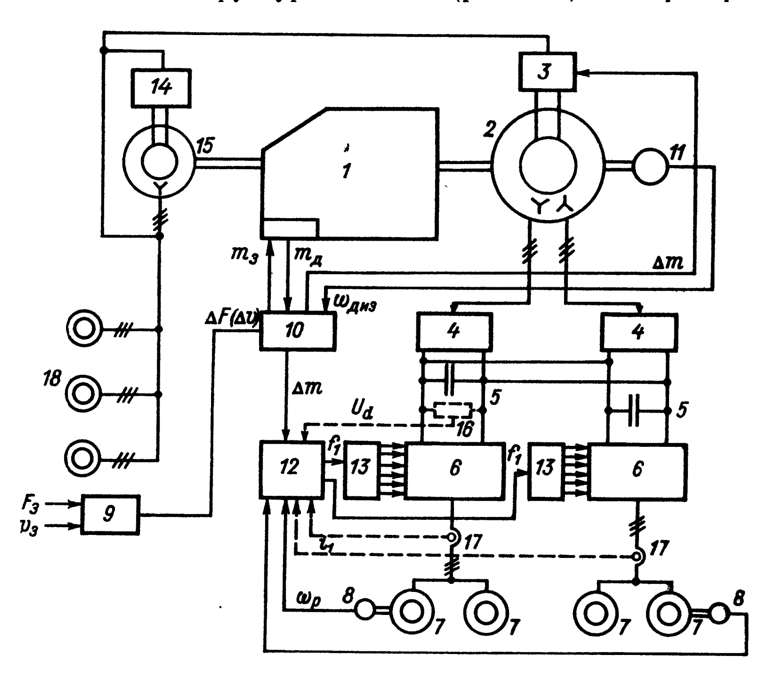


Рис. В-7. Структурная схема электропривода тепловоза ВМЭ1А-024 системы ЛИИЖТа с асинхронными тяговыми двигателями

1 — дизель; *2* — тяговый синхронный генератор; *3* — возбудитель тягового генератора с тиристорным импульсным регулятором; *4* — трехфазные выпрямители; *5* — фильтры; *6* — автономные инверторы; *7* — асинхронные тяговые двигатели; *8* — тахогенераторы двигателя; *9* — пульт управления ($F_з$ и $v_з$ — заданные значения силы тяги и скорости движения); *10* — регулятор дизеля ($m_з$и $m_д$ — заданный и действительный расходы топлива дизеля); *11* — тахогенератор вала дизеля; *12* — регулятор частоты тока статора тяговых двигателей; *13* — блоки управления автономными инверторами; *14* — возбудитель вспомогательного генератора; *15* — вспомогательный синхронный генератор; *16* — измеритель напряжения; *17* — измеритель тока статора тяговых двигателей; *18* — асинхронные двигатели вспомогательных механизмов

опытного тепловоза ВМЭ1А-024. Это двухтележечный четырехосный тепловоз, оборудованный дизелем мощностью 441 кВт (600 л. с.) при частоте вращения 1100 об/мин, сопряженным с генератором переменного тока типа ГС-507 мощностью 500 кВт при напряжении 280/400 В и частоте 110 Гц с двойной обмоткой статора, преобразователями частоты со схемой управления и асинхронными тяговыми электродвигателями.

На тепловозе установлены два преобразователя частоты со звеном постоянного тока, каждый из которых состоит из вы-

прямителя и автономного инвертора и характеризуется длительной мощностью 200 кВт, диапазоном регулирования частоты трехфазного тока на выходе 0,5—72 Гц. Асинхронные тяговые двигатели (мощность на валу по 75 кВт, напряжение 210 В, момент 3300 Н·м) попарно-параллельно включены на вход автономных инверторов.

При пуске тепловоза напряжение и частота тока статора двигателей возрастают в таком соотношении, чтобы сила тяги не изменялась. После достижения предельной мощности дизеля начинается вторая зона регулирования при постоянной мощности двигателей. В конце второй зоны напряжение на двигателях достигает максимального значения и при дальнейшем увеличении скорости движения остается неизменным. Постоянство мощности двигателей при ослаблении магнитного потока, которое наступает при дальнейшем возрастании частоты вращения, достигается за счет увеличения тока в роторе.

Регулирование напряжения осуществляется амплитудным способом с помощью системы возбуждения тягового генератора по сигналу рассогласования подачи топлива. Частота тока статора двигателей регулируется автоматически по сигналам измерительных устройств скорости, тока и напряжения так, чтобы поддерживалась требуемая частота тока в роторе.

Сравнительные эксплуатационные испытания этого тепловоза после переоборудования его передачи постоянно-постоянного тока на переменно-переменный ток выявили, что по тяговым и энергетическим показателям последняя передача имеет существенные преимущества.

В-4. Номинальные режимы работы тяговых электрических машин

Мощность тяговой электрической машины должна быть выбрана с учетом следующих условий: 1) при номинальных условиях эксплуатации температура ее частей (обмотки, коллектора, подшипников) не должна превосходить величин, указанных в ГОСТ 2582—72; 2) коммутация в коллекторных машинах должна допускать работу коллектора и щеткодержателей при номинальной мощности и с указанными в ГОСТ 2582—72 перегрузками без внеочередной чистки и исправления их; 3) перегрузочная способность асинхронных двигателей должна быть достаточной для того, чтобы обеспечить работу двигателя при имеющих место в эксплуатации колебаниях напряжения.

За время пробега по какому-либо перегону нагрузка двигателя изменяется вследствие различного профиля пути и переменной скорости движения локомотива, изменяется и напряжение на зажимах двигателя. Отдельные перегоны различаются также между собой профилем и установленной массой состава. Таким образом, мощность, развиваемая двигателем, а следова-

тельно, и питающими их преобразователями (когда они имеются), колеблется в очень широких пределах. Вследствие этого выбрать номинальную мощность, полностью характеризующую условия работы тяговых электродвигателей на линии, практически невозможно.

Учитывая, что тяговые электрические машины и преобразователи работают с резко изменяющимися нагрузками, и предельные температуры их частей могут быть достигнуты как при длительном воздействии какой-то определенной нагрузки, так и при кратковременном действии бóльшей нагрузки, принято указывать для них две номинальные мощности: продолжительную (длительную) и часовую. Для тяговых машин электровозов и тепловозов основным расчетным режимом является продолжительный. Часовой режим используется при приемо-сдаточных испытаниях. Параметры этого режима устанавливаются при типовых испытаниях (ГОСТ 2582—72).

Номинальной продолжительной мощностью называется наибольшая развиваемая мощность, при которой машина на испытательном стенде при нормально действующей вентиляции (если она имеется) и закрытых коллекторных смотровых люках может работать длительно, причем превышение температуры частей машины над температурой окружающего воздуха не выходит за пределы, указанные в табл. В-1.

Номинальной часовой мощностью вращающихся машин называется наибольшая развиваемая мощность, при которой машина может работать на испытательном стенде при нормально действующей вентиляции (если она имеется) и закрытых коллекторных смотровых люках, начиная с холодного состояния в течение одного часа, причем превышение температуры частей машины над температурой окружающего воздуха не выходит за пределы, указанные в табл. В-1. Двигатель признается холодным, если температура его частей отличается от температуры окружающего воздуха не более чем на $\pm 3^\circ$ С.

Испытание тяговой электрической машины производится при номинальном напряжении на ее зажимах, т. е. при напряжении, на которое она рассчитана (оно указано на ее щитке). Номинальным длительным или часовым током машины называется ток в длительном или часовом режимах при соответствующей номинальной мощности и номинальном напряжении.

При испытаниях тягового двигателя постоянного или пульсирующего тока фиксируется также ток, максимально допустимый по условиям искрения. При работе с этим током в течение 30 с в каждом направлении вращения при рабочей температуре коммутация должна оставаться удовлетворительной, т. е. не должны возникать круговой огонь, остаточные деформации или механические повреждения коллектора и щеткодержателей; они должны быть пригодными к дальнейшей работе без очистки или исправления. Такой ток должен быть не меньше двойного ча-

сового при номинальном напряжении и токе возбуждения, соответствующем часовой мощности (ГОСТ 2582—72).

В длительном режиме степень искрения не должна превышать значения, определяемого классом $1^1/_2$ (§ 7-1).

Приведенное определение максимального тока справедливо также для коллекторных двигателей переменного тока.

Коллекторные машины, предназначенные для двухстороннего вращения, должны иметь удовлетворительную коммутацию при обоих направлениях вращения.

Для асинхронных двигателей определяется максимальная мощность, которая должна превышать часовую в 1,5—2,2 раза. Двигатель должен выдерживать такую перегрузку без вреда для его механической и электрической прочности.

Электродвигатели, работающие в повторно-кратковременном режиме, испытываются как для определения перегревов их частей, так и для проверки их коммутации при перегрузочной способности в режиме, указанном на щите (относительной продолжительности включения).

Для трансформаторов устанавливается наибольшая допустимая температура обмоток, а при масляном охлаждении — также наибольшая допустимая температура масла (ГОСТ 11677—65).

Наибольшие допустимые превышения температур частей машин и трансформаторов над температурой окружающего воздуха, в дальнейшем называемые перегревами, установлены ГОСТ 2582—72. Значения допустимых перегревов зависят от класса (материала) изоляции и указаны в табл. В-1. Температура охлаждающего воздуха принимается равной +40° С.

Предельные значения температуры отдельных частей двигателя в значительной мере определяют его мощность. Приближенно можно считать, что при переходе с изоляции класса А на изоляцию класса В длительная мощность машины возрастает на 10—12%.

Таблица В-1

Предельные превышения температуры отдельных частей двигателя (в градусах) для номинального режима работы при различных классах изоляции (ГОСТ 2582—72 и нормы МЭК)

Класс изоляции	Якорь	Главные полюсы	Добавочные полюсы	Коллектор	Компенсационная обмотка
B	120	130	130	95	130
F	140	155	155	95	155
H	160	180	180	105	180

Для закрытых необдуваемых машин перегрев обмоток по согласованию с заказчиком допускается на 10° С больше указанного в табл. В-1. При заборе воздуха из кузова допустимые перегревы снижаются соответственно разности температур в кузове и вне подвижного состава.

В-5. Общие требования к тяговым электрическим машинам

Подвижной состав железных дорог предназначен для перевозки грузов или пассажиров. В обоих видах перевозок задаются: масса состава, скорость движения и условия трогания с места. Ставятся также требования электрического подтормаживания поезда на затяжных спусках и полного затормаживания состава для остановки.

Обычно режим трогания с места грузовых составов задается из условия полного использования сцепного веса локомотива, а пассажирских составов — из условия создания заданного ускорения поезда.

Звенья главной энергетической цепи и цепей управления должны обеспечивать все эксплуатационные режимы поезда при полной надежности работы отдельных элементов.

Электрические машины и трансформаторы электроподвижного состава, напряжение питания которых зависит от напряжения контактного провода, не должны утрачивать работоспособности при допускаемых в условиях эксплуатации отклонениях этого напряжения от номинального значения.

Электрические машины, трансформаторы и преобразователи должны иметь малую массу, так как они устанавливаются на движущихся объектах, размеры же их должны быть согласованы с общей конструкцией экипажа.

Тяговые двигатели выполняются реверсивными с широким регулированием частоты вращения. Первое обстоятельство обусловливает радиальное положение щеток (в коллекторных двигателях) и необходимость соответствующего числа выводов обмоток. Регулирование частоты вращения коллекторных двигателей производится ослаблением поля главных полюсов и изменением напряжения на якоре. Следовательно, должна быть устойчивой коммутация и исключена вероятность появления кругового огня на коллекторе при всех эксплуатационных величинах напряжения и магнитного потока.

Необходимый пусковой момент двигателя обычно превышает номинальный в 1,5—2 раза, в условиях же работы на линии кратковременная мощность двигателя электроподвижного состава может в 1,5—2 раза превосходить его номинальную часовую мощность, поэтому следует обеспечить надежную работу двигателя при больших токах.

Тепловозные электродвигатели хотя и работают без перегрузок по мощности, но имеют большие перегрузки по току и моменту.

Частота вращения вала двигателя n определяется частотой вращения движущих колес локомотива $n_к$ и передаточным числом редуктора μ.

$$n = \mu n_к. \quad (В\text{-}1)$$

Зависимость между скоростью движения локомотива v (км/ч), частотой вращения движущего колеса $n_к$ (об/мин) и его диаметром $D_к$ (м) выражается формулой

$$n_к = \frac{1000v}{60\pi D_к} = 5{,}3\frac{v_\sim}{D_к}. \qquad \text{(В-2)}$$

Таким образом, частота вращения вала двигателя

$$n = 5{,}3\mu\frac{v_\sim}{D_к}. \qquad \text{(В-3)}$$

Вращающий момент тягового электродвигателя определяется значением тягового усилия на ободе движущих колес. Если коэффициент сцепления колес с рельсами равен ψ, масса, приходящаяся на одну движущую ось, равна m_0 (кг), то тяговое усилие (Н) одной колесной пары

$$F = 9{,}81\psi m_0. \qquad \text{(В-4)}$$

Вращающий момент движущего колеса, создающий тяговое усилие, равен

$$M_к = FD_к/2. \qquad \text{(В-5)}$$

Если пренебречь потерями энергии в редукторе, то вращающий момент на валу двигателя

$$M = FD_к/(2\mu). \qquad \text{(В-6)}$$

Зависимость между мощностью двигателя P (кВт), соответствующей этой мощности частотой вращения n (об/мин) и вращающим моментом выражается формулой

$$M = 9550\frac{P}{n}. \qquad \text{(В-7)}$$

Таким образом, мощность электродвигателя (кВт)

$$P = \frac{Mn}{9550} = \frac{Fv}{3600}. \qquad \text{(В-8)}$$

Мощность тягового двигателя тепловоза определяется числом двигателей $m_т$, подключенных к одному генератору, и мощностью генератора $P_г$. Следовательно, полезная мощность двигателя, если к. п. д. его $\eta_д$

$$P_д = \frac{P_г}{m_т}\eta_д. \qquad \text{(В-9)}$$

Пусковое тяговое усилие

$$F_п = 9{,}81\psi_п m_0. \qquad \text{(В-10)}$$

Здесь $\psi_п$ — коэффициент сцепления при пуске (обычно принимается равным 0,33).

Одновременное решение двух задач — создание большого тягового усилия и обеспечение высокой конструктивной скорости $v_{констр}$ — возможно путем использования редуктора с переключением на два передаточных числа или применением двигате-

лей с компенсационной обмоткой, допускающих значительное ослабление поля для расширения пределов регулирования частоты вращения.

Конструкция коллекторных тяговых двигателей должна обеспечить защиту внутренних частей двигателя от воздействия внешней среды и в то же время допускать удобный осмотр щеточного аппарата и замену щеток или, у бесколлекторных машин, осмотр присоединения выводных кабелей к обмоткам не только в депо, но и на линии (без специально оборудованных ремонтных канав). Асинхронные тяговые двигатели должны допускать измерение междужелезного пространства (зазора).

Тепловозные генераторы обычно работают при постоянной мощности и регулировании напряжения в широких пределах, поэтому при низком напряжении получается большой ток якоря. Требуется, чтобы генератор обладал устойчивой коммутацией и не имел склонности к образованию кругового огня на коллекторе при всех эксплуатационных токах и любой предусмотренной схемой степени возбуждения главных полюсов.

Энергия дизеля тепловоза расходуется на вращение генератора и вспомогательных машин. Мощность последних составляет 0,08—0,12 номинальной мощности дизеля $P_д$. Таким образом, номинальная мощность генератора, если его к. п. д. $\eta_г$

$$P_г = (0{,}92 \div 0{,}88)\, P_д \eta_г. \qquad \text{(В-11)}$$

Частота вращения генератора определяется частотой вращения вала дизеля $n_д$ и передаточным числом редуктора $\mu_д$

$$n_г = n_д/\mu_д. \qquad \text{(В-12)}$$

В большинстве случаев генератор присоединяется непосредственно к валу дизеля.

Трансформаторы электроподвижного состава должны допускать широкое регулирование вторичного напряжения и иметь требуемое число дополнительных обмоток для различных вспомогательных устройств.

С целью снижения объема масла трансформатора его бак должен иметь специальную форму. Обычно на баке монтируются воздушные маслоохладители и электронасос для циркуляции масла. На крышке бака — также устанавливается расширитель для масла, а иногда и переключающее устройство.

Вспомогательные машины локомотива или моторного вагона должны обеспечивать все эксплуатационные режимы работы поезда. Это или электрические генераторы со специальными характеристиками (возбудители, генераторы тока управления, делители напряжения, тахогенераторы, двигатели-генераторы), или же вентиляторы, насосы, компрессоры с электрическим приводом. Кроме того, и некоторые электрические аппараты (например, контроллеры) приводятся в действие электродвигателями. Особенно высокие требования в отношении пускового момента предъявляются к двигателям компрессоров.

ГЛАВА ПЕРВАЯ

МЕХАНИЧЕСКИЕ ПЕРЕДАЧИ

1-1. Классификация передач

В связи с появлением мощных полупроводниковых преобразователей происходит явно выраженный переход на полупроводниковые звенья преобразования одного рода электроэнергии в другой; это налагает добавочные требования как на собственно тяговые электродвигатели, так и на питающие их электрические машины.

Не столь далеким представляется то время, когда сам тяговый двигатель — вращающееся звено для получения поступательного движения — будет звеном, преобразующим электрическую энергию в энергию тяги для поступательного движения непосредственно. Имеется в виду линейный асинхронный двигатель.

На тепловозе для уменьшения массы, а следовательно, стоимости и габаритов, стремятся применить более высокооборотный дизель с приводимым генератором.

В дизель-агрегатах сочленение генератора с дизелем выполняется или полужесткой муфтой, или жестким фланцевым соединением вала генератора с выступающим концом вала дизеля. В первом случае (рис. 1-1) эластичным звеном, допускающим небольшое отклонение оси вращения агрегата от прямой линии, является пакет дисков *3* из листовой стали. Генератор (обычно постоянного тока) в обоих случаях имеет один подшипник, располагаемый в его внешнем щите. Он является добавочным по отношению к коренным подшипникам дизель-агрегата.

Дизель с двухрядным расположением цилиндров имеет два выступающих конца вала. В промежуточной коробке повышающей зубчатой передачи их мощность передается на малое зубчатое колесо, вал которого опирается на два подшипника и имеет выступающий конец. Вал генератора жестко соединяется с валом редуктора.

В конструкции швейцарской фирмы «Зульцер» (рис. 1-2) частота вращения валов дизеля принята 750 об/мин. Генератор

постоянного тока через зубчатый редуктор приводится во вращение с частотой 1080 об/мин, оптимальной для мощности 1340 кВт.

Для привода генератора газовой турбиной — типичным высокооборотным первичным двигателем — включение в механическую передачу зубчатого редуктора неизбежно.

На газотурбопоезде серии TGV французских железных дорог первая ступень зубчатого редуктора встроена в первичный двигатель. Так же как в двухрядном дизеле, две рядом смонтированные газовые турбины присоединяются рабочими концами валов к валам малых зубчатых колес зубчатого редуктора, представляющего вторую ступень передачи. Корпус же редуктора прифланцован к заднему щиту генератора.

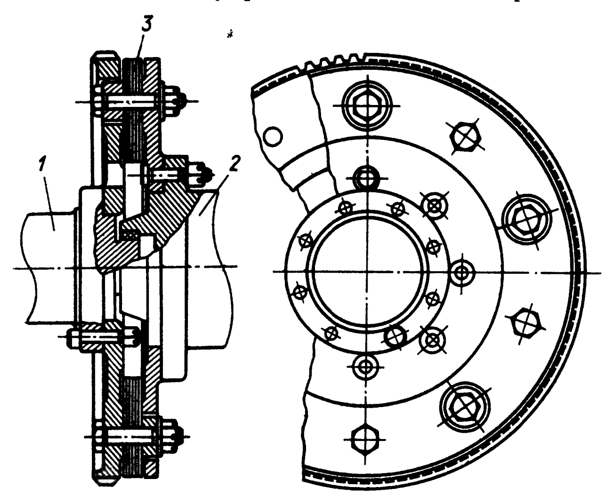


Рис. 1-1. Полужесткая муфта привода генератора
1 — вал дизеля; 2 — вал генератора; 3 — набор гибких пластин

Электродвигатели вспомогательных машин, используемые на электроподвижном составе постоянного и переменного тока пониженной частоты, обычно имеют специальные исполнения, так как нередко составляют общее конструктивное целое с тем механизмом, который приводят во вращение,— например мотор-вентилятор (рис. 10-5), мотор-компрессор (рис. 10-3) и др.

Двигатели подобного же назначения для электроподвижного состава однофазного тока промышленной частоты выбираются из серийных машин, а соединение их с приводимыми во вращение механизмами осуществляется полуэластичными муфтами.

Тяговые электродвигатели для уменьшения их веса и размеров выполняются на повышенные частоты вращения. Поэтому между валом двигателей и движущими колесами предусматри-

вается зубчатый редуктор, одноступенчатый, и в редких случаях, двухступенчатый.

Наиболее широко применяется в современных локомотивах индивидуальный электропривод движущих осей. Лишь во Франции строятся электровозы, в которых две или три движущие оси тележки, соединенные между собой зубчатыми колесами, приводятся во вращение одним двигателем.

Основными из большого разнообразия передач при индивидуальном электроприводе движущих осей являются следующие:

1) передача через зубчатый редуктор от подвесного тягового двигателя при жесткой или эластичной опоре на ось движущей колесной пары;

2) передача через зубчатый редуктор от двигателя с независимой подвеской к раме тележки;

3) передача посредством полого вала и шарнирной муфты от опорно-рамного двигателя.

4) одномоторный привод движущих колес тележки.

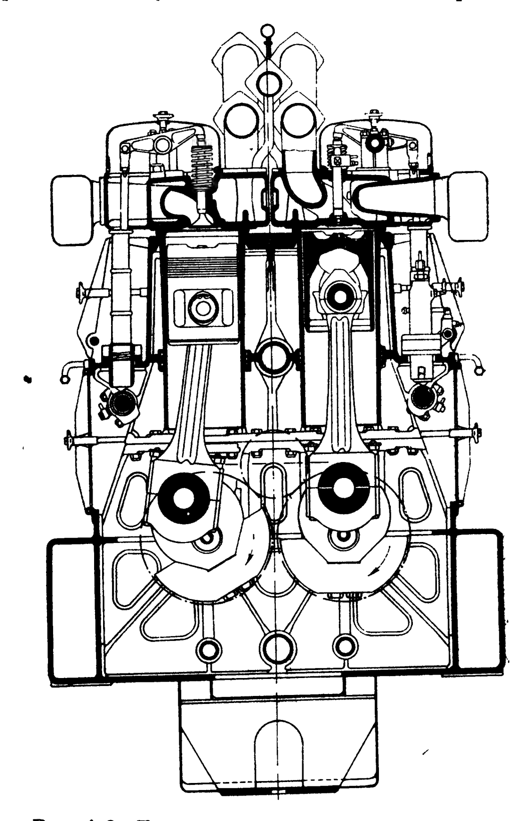


Рис. 1-2. Двухрядный дизель фирмы «Зульцер»

Типом передачи от двигателя к движущим осям в значительной степени определяются размеры двигателя и отчасти его конструкция.

1-2. Передача от подвесного тягового двигателя

В трамваях и моторных вагонах электропоездов, а также в грузовых электровозах и тепловозах применяется так называемая трамвайная подвеска тяговых двигателей. При этом двигатель одной боковой стороной опирается на раму тележки или кузова, а другой — на ось движущей колесной пары. Двигатели подобного типа называют также опорно-осевыми.

А. Жесткая опора двигателя на колесную пару

На рис. 1-3 представлен подвесно-осевой двигатель *1* с жесткой опорой на ось *3* посредством двух моторно-осевых подшипников *2*. С противоположной стороны станина двигателя посредством носика *9* — прилива на корпусе двигателя — опирается на пружинную опору *5* (рис. 1-3, *б*), закрепленную на поперечной

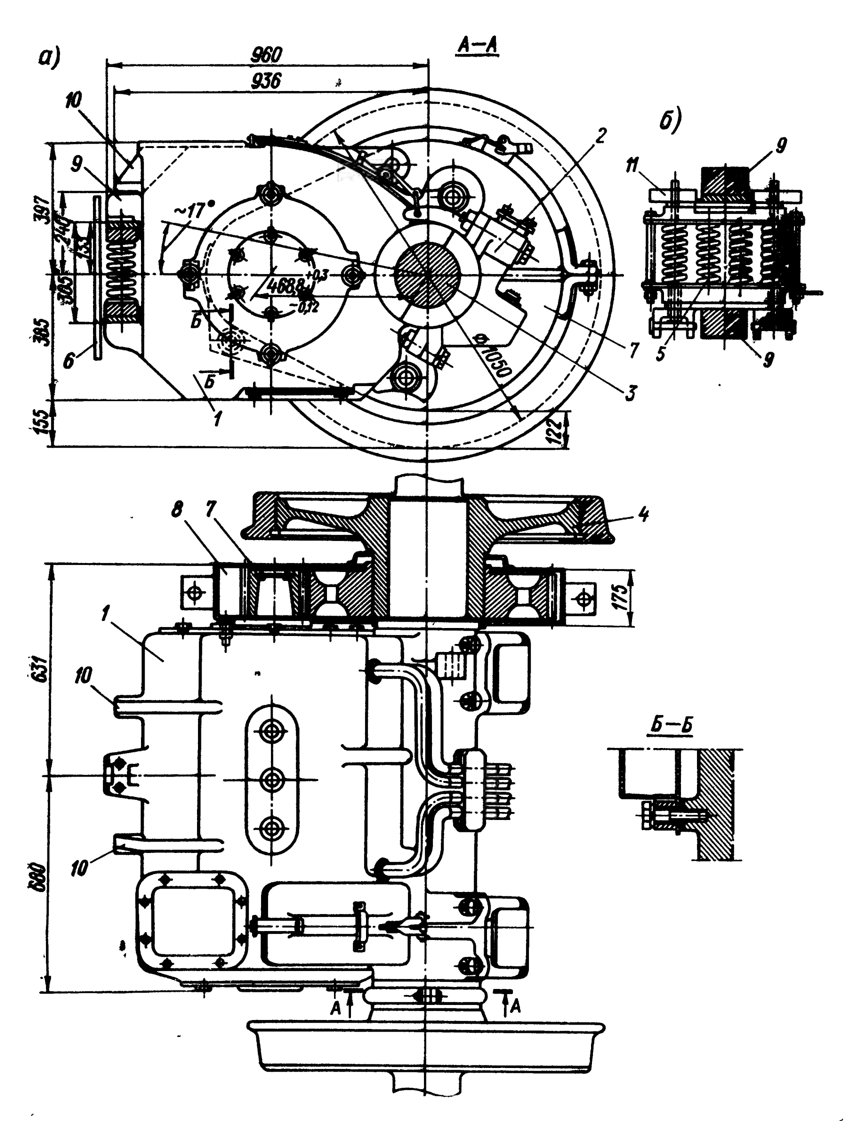


Рис. 1-3. Подвесно-осевой двигатель: *а* — установка двигателя на колесной паре электровоза; *б* — подвесное пружинное устройство

балке *6* рамы тележки. Вращающий момент двигателя передается на ось *3* движущей колесной пары *4* посредством цилиндрической зубчатой передачи *7*. Последняя закрыта разъемным кожухом *8*, закрепленным на двигателе. Носики *10* станины служат для опоры двигателя на выступ *11* рамы тележки при монтаже двигателя и в случае поломки пружинной подвески.

Моторно-осевые подшипники выполняются или в виде подшипников скольжения с разъемными вкладышами, или же роликовыми. В последнем случае (рис. 1-4) подшипники *1* наса-

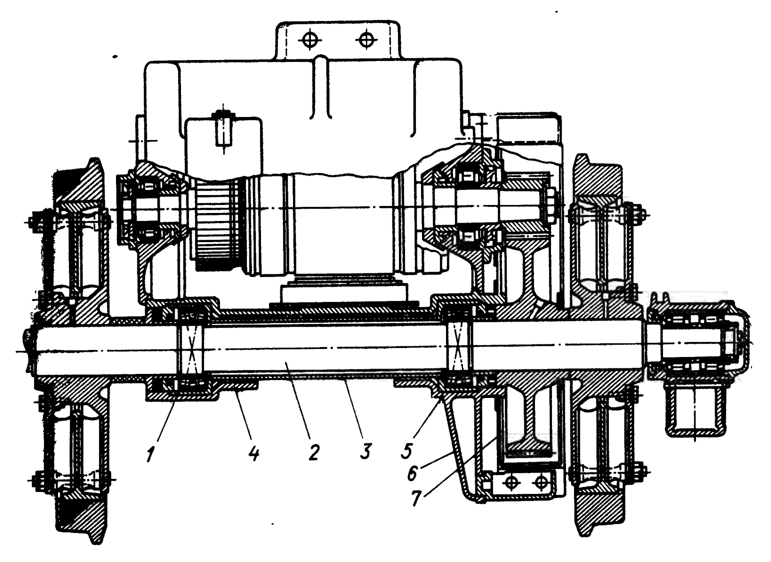


Рис. 1-4. Моторно-осевая подвеска с роликовыми подшипниками

жены непосредственно на ось *2*, причем наружные кольца подшипников закреплены в концевых чашках втулки *3*, монтируемой на оси вместе с подшипниками и уплотняющими шайбами. Втулки *3* притягиваются к станине скобами *4* и *5*. На скобе *5* имеется прилив *6* для поддержания кожуха *7*.

При подшипниках скольжения по мере износа вкладышей увеличивается расстояние между центрами зубчатых колес передачи, что ухудшает работу зубчатого зацепления. Роликовые подшипники не имеют этого недостатка ввиду их малой изнашиваемости. Но при использовании подшипников трения качения движущие колеса должны выполняться с эластичной посадкой на центр (рис. 1-4).

Разновидностью подвески на носик является подвеска посредством резиновых подушек *1* и *2* (рис. 1-5). Так же как и при пружинной опоре, двигатель имеет рабочий носик *3* и два монтажных носика *4*. Ввиду значительной жесткости пружин и

даже резиновых подушек подвеска на носик в расчетах динамики рассматривается как шарнирное сочленение двигателя и рамы тележки. Подвеска посредством консольного кронштейна (рис. 1-6) является более эластичной. Она позволяет станине получать при толчках на рельсовых стыках некоторое угловое

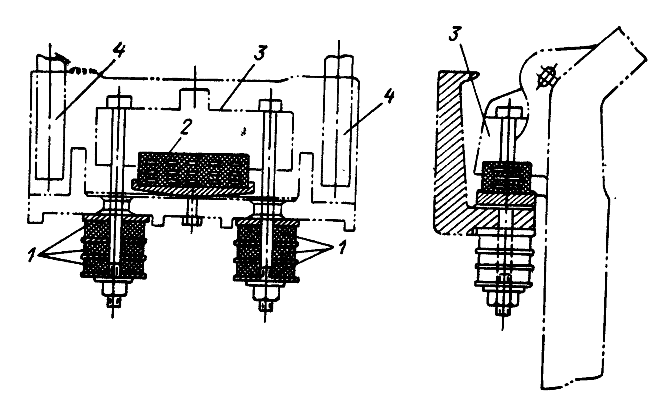


Рис. 1-5. Подвеска двигателя посредством резиновых подушек

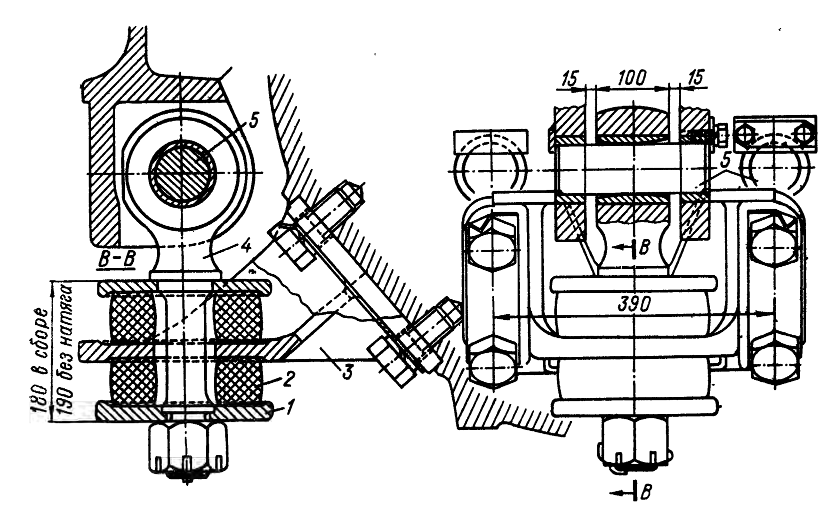


Рис. 1-6. Подвеска двигателя посредством резиновых втулок
1 — шайба; *2* — резиновая втулка; *3* — кронштейн; *4* — серьга; *5* — ось

перемещение относительно продольной оси, проходящей через ее центр, и тем смягчать получающийся удар.

Тепловозные и мотор-вагонные тяговые двигатели обычно выполняются с односторонней цилиндрической прямозубой зубчатой передачей. Тяговые двигатели грузовых электровозов оте-

чественного производства имеют двухстороннюю зубчатую передачу. При этом зубчатые колеса выполняются или с косыми встречными зубцами, или же с пружинной связью венца с центром зубчатого колеса. Таким образом выравнивается нагрузка между обеими парами зубчатых колес передачи и уменьшается ее шумность. Угол наклона в косозубых передачах выбирается около 8—10°.

Простота устройства привода подвесно-осевых двигателей, компактность конструкции и возможность расположения их под кузовом электровоза или вагона позволяют отнести этот привод к наиболее желательным для моторных вагонов электропоездов и дизель-электрических поездов, тепловозов, а также электровозов, имеющих наивысшую эксплуатационную скорость не более 100 км/ч при массе тягового двигателя около 5 т, а для двигателей относительно небольшой массы (до 3,5 т) — до скорости 150—160 км/ч.

Серьезным недостатком привода подвесно-осевых двигателей является то, что 30—40% веса двигателя передается через моторно-осевые подшипники на ось жестко; это приводит к вибрациям двигателя с начальным ускорением, достигающим 10 *g*, при прохождении рельсовых стыков, вследствие чего повышается износ подшипников двигателя и возникают вспышки под щетками коллекторных двигателей из-за их отскакивания от поверхности коллектора. При прохождении стрелочных переводов ускорения от боковых толчков достигают 7 *g*. Приведенные значения ускорений были получены на железных дорогах Франции при скорости движения 120 км/ч.

Б. Эластичная опора двигателя на колесную пару

Для уменьшения влияния на двигатель толчков, испытываемых движущими колесами от неровностей рельсового пути, предложен ряд конструкций подвески тяговых двигателей с использованием эластичных звеньев.

На рис. 1-7 двигатель опирается двумя подшипниками на втулку *1*, свободно охватывающую ось *2*. Оба конца втулки имеют фланцы *3* тарельчатой формы с шестью пальцами *4* каждый. На пальцы надеты упругие втулки, каждая из которых состоит из внутренней стальной втулки *5*, резиновых шайб *6* и наружного стального корпуса *7*. На втулку *1* насажено большое зубчатое колесо *8* передачи. Таким образом, вращающий момент и часть веса двигателя передаются на ведущие колеса через кольцевой ряд упругих втулок. Устройство подобного рода применяется в Италии для скоростных электропоездов.

В ФРГ для электровозов однофазного тока предложена аналогичная по идее опора тягового двигателя на колесный центр посредством резиновых подушек (рис. 1-8). Здесь втулка *1*, свободно охватывающая ось, опирается на оба колеса движущей

Рис. 1-7. Эластичная опора двигателя на колесную пару посредством упругих втулок

Рис. 1-8. Эластичная опора двигателя на колесную пару посредством резиновых подушек

1 — втулка, охватывающая ось колесной пары; *2* — резиновая подушка; *3* — большое зубчатое колесо; *4* — кожух зубчатой передачи; *5* — подшипники

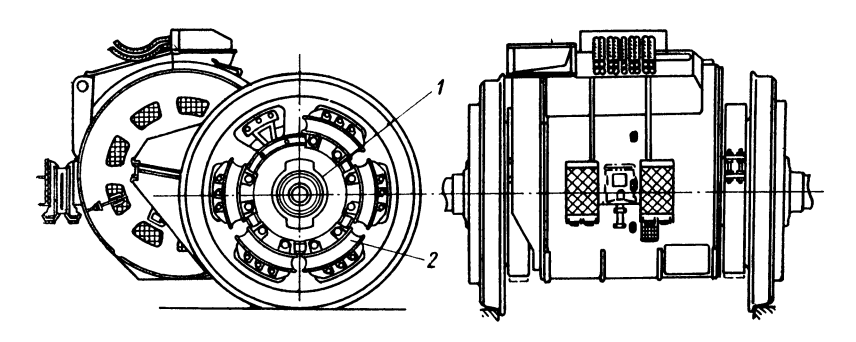


Рис. 1-9. Подвеска двигателя посредством резиновых подушек

оси посредством кольцевого ряда из шести подушек *2*. Каждая из них имеет форму короткого отрезка кольца (рис. 1-9). Двигатель имеет двустороннюю зубчатую передачу. Большие зубчатые колеса *3* (рис. 1-8) передач закрепляются по обоим концам втулки *1*. Примыкая к зубчатым колесам, расположены два опорных подшипника двигателя. Его третьей опорой является прикрепляемое болтами к поперечной раме тележки подвесное устройство, расположенное со стороны, обратной оси колесной пары (рис. 1-9). Эта опора содержит упругие элементы в виде толстых резиновых пластин. Последние испытывают сдвигающее усилие от веса и вращающего момента двигателя и сжимающее от толчков, направленных вдоль оси электровоза.

По сравнению с жесткой подвеской в последних двух конструкциях расстояние между центрами колес зубчатой пары передачи получается удлиненным. Этим обусловливается меньшее значение передаточного числа μ при заданных диаметре движущего колеса и расстоянии между нижней точкой кожуха передачи и головкой рельса. При уменьшении же μ или получается более тяжелый двигатель, или же повышается скорость движения при пропорциональном уменьшении силы тяги. Таким образом, эти типы передачи в основном пригодны только для электроподвижного состава с повышенной скоростью движения.

1-3. Передача от двигателя с независимой подвеской

При этом типе передачи зубчатый редуктор посредством подшипников жестко опирается на ось, а другим концом подвешивается на пружине к раме тележки. Двигатель имеет пружинное или жесткое крепление к тележке. Между двигателем и редуктором вводится карданное сочленение. Тяговый двигатель при этом почти полностью, как говорят, зарессорен, что является существенным обстоятельством для скоростного электроподвижного состава. При расчетах учитывается, что незарессоренная масса составляет примерно 12—15% от общей массы, ускорение вертикальное достигает $0{,}5g$, а боковое — $0{,}35g$.

А. Двигатели с наружным карданным валом

Подвеска двигателя и редуктора, применяемая в троллейбусах, показана на рис. 1-10. Двигатель *1* подвешивается к раме на четырех парах пружин *2*. Корпус зубчатого редуктора *3* опирается на движущую ось *4* при помощи двух роликоподшипников и подвешивается к раме на двух парах пружин *5*. Большое колесо редуктора насаживается на движущую ось и сцепляется с малым цилиндрическим колесом, на общем валу с которым насажено большое коническое колесо *6*. Вал малого конического колеса *7* вращается в подшипниках, закрепленных

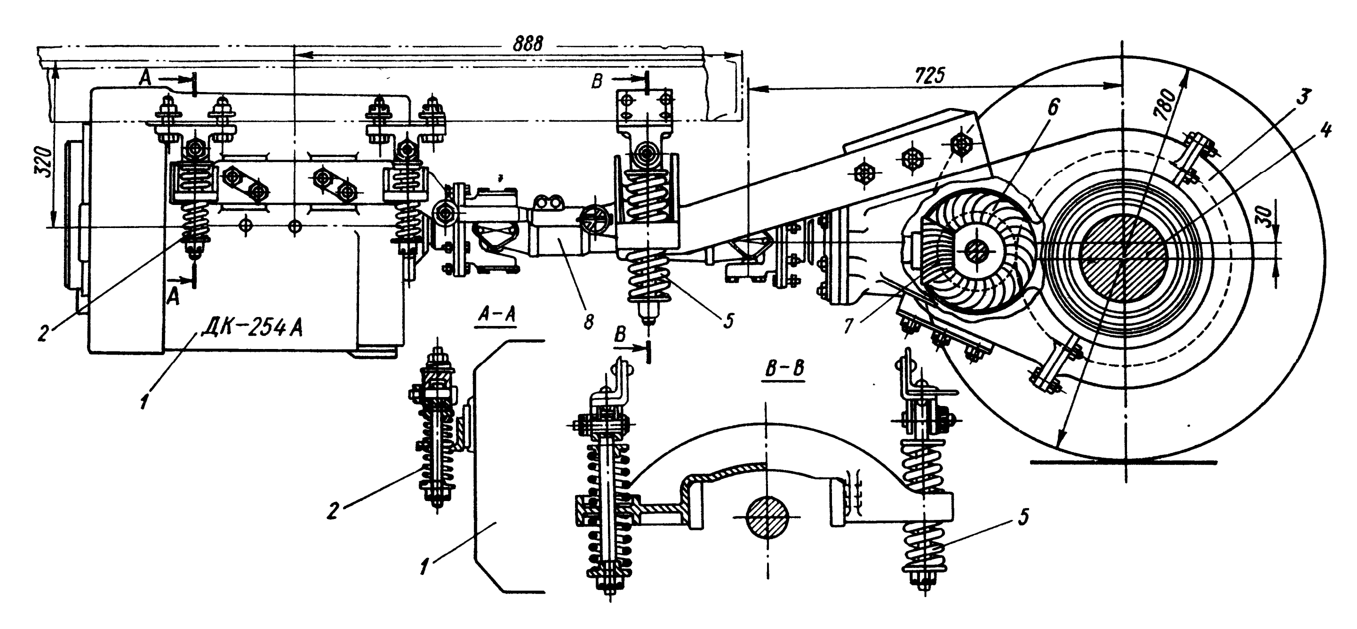


Рис. 1-10. Привод через зубчатый редуктор от двигателя с независимой подвеской

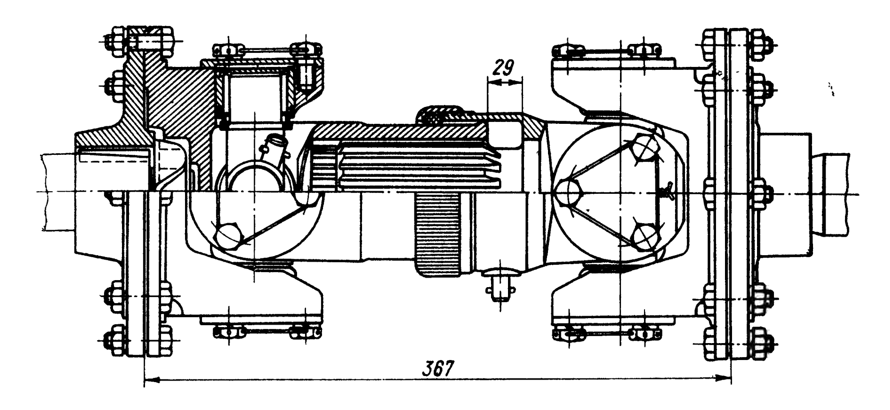


Рис. 1-11. Карданный вал со шлицевым соединением

Рис. 1-12. Тележка трамвайного вагона



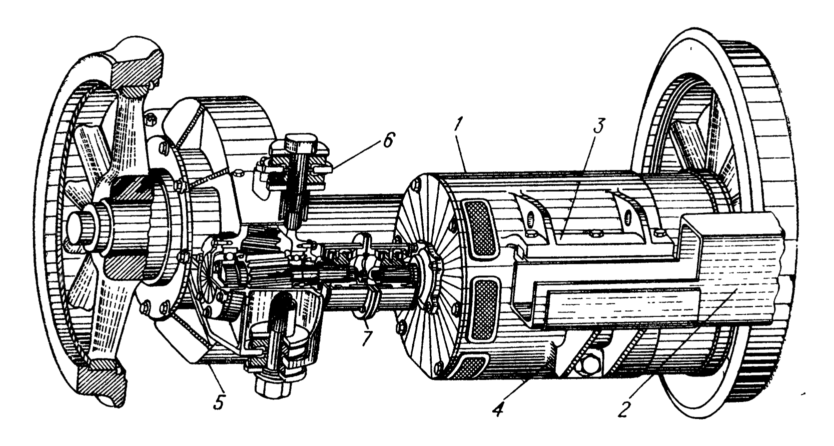


Рис. 1-13. Привод моторного вагона электропоезда

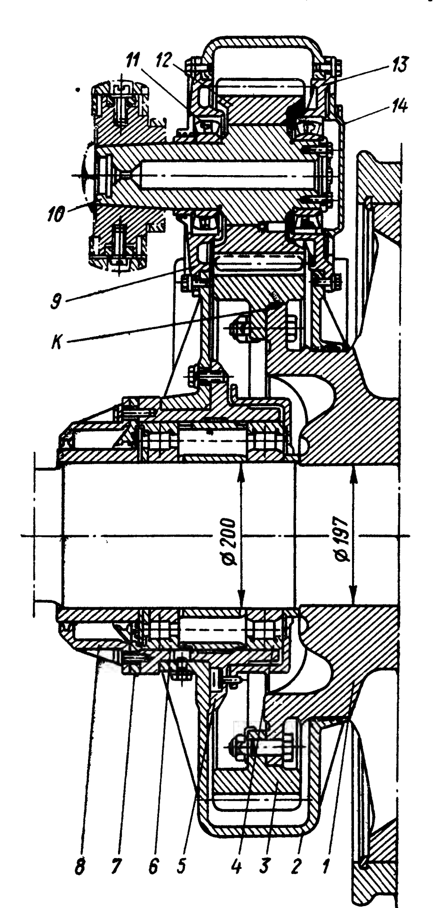


Рис. 1-14. Зубчатый редуктор двигателя с карданной муфтой

1 — колесный центр; *2* — корпус редуктора; *3* — венец зубчатого колеса; *4* — роликовый подшипник; *5* — корпус подшипника; *6* — роликовый подшипник ЦКБ-179; *7* — токоприемное кольцо; *8* — крышка корпуса подшипника; *9* — передняя крышка кожуха зубчатой передачи; *10* — вал шестерни; *11* — сферический роликовый подшипник; *12* — венец шестери; *13* — задняя крышка кожуха редуктора; *14* — крышка роликоподшипника

и корпусе редуктора, и соединяется посредством карданного вала 8 с валом двигателя.

Карданный вал (рис. 1-11) допускает несовпадение осей вала двигателя и вала малого конического колеса редуктора, а шлицевое соединение компенсирует изменение расстояния между валами.

Электропривод тележки трамвайного вагона показан на рис. 1-12. Тяговые двигатели подвешены к раме тележки, и вес их передается на колеса через рессоры. Каждая ось колесной пары и двухступенчатый редуктор заключены в составной кожух. Передаточное число редуктора 7,17. На выступающую из кожуха часть вала малого конического колеса насажен диск механического (клещевого) тормоза. Передача вращающего момента двигателя к редуктору производится карданным валом, компенсирующим изменение взаимного расположения оси двигателя и продольной оси редуктора.

Основные части валопровода двух рассмотренных типов подвески тяговых двигателей являются стандартными деталями автомобильной промышленности.

В приводах моторных вагонов метрополитена (рис. 1-13) двигатель *1* крепится жестко к поперечной раме тележки посредством консольных лап *3* и *4* одной из боковых сторон станины двигателя. Кожух редуктора *5* подвешен к консоли *6*, являющейся частью поперечной балки *2* рамы тележки. Вместо карданного вала здесь применяется карданная муфта *7*. Она не требует такой значительной осевой длины, как описанный выше двухшарнирный карданный вал. Большое зубчатое колесо редуктора закрепляется на фланце колесного центра движущего колеса (рис. 1-14).

Б. Двигатели с внутренним карданным валом

Ввиду недостатка места по длине двигателя для установки карданной муфты гибкие соединения — карданы — между валом двигателя и малым зубчатым колесом редуктора располагаются по обоим торцам двигателя. Соединяющий же их вал проходит во внутренней полости якоря самого двигателя. Для этой цели полая втулка, несущая сердечник якоря и коллектор, выполняется с достаточно большим центральным отверстием. Идея такого устройства поясняется на примере конструкции передачи, принятой на электровозах производства Пльзенского завода (ЧССР) (рис. 1-15, *а*). Полый вал якоря двигателя *1* — втулка *2* — вращается в роликоподшипниках *3* и *4*, закрепленных в подшипниковых щитах *5* и *6*. Внутри полого вала размещен карданный вал *7*. Карданный вал имеет два шарнирных соединения: шарнир *8* со стороны, обратной коллектору, и шарнир *9* на противоположном конце. Оба соединения выполнены в виде игольчатых карданов, по своей идее полностью повторяющих соеди-

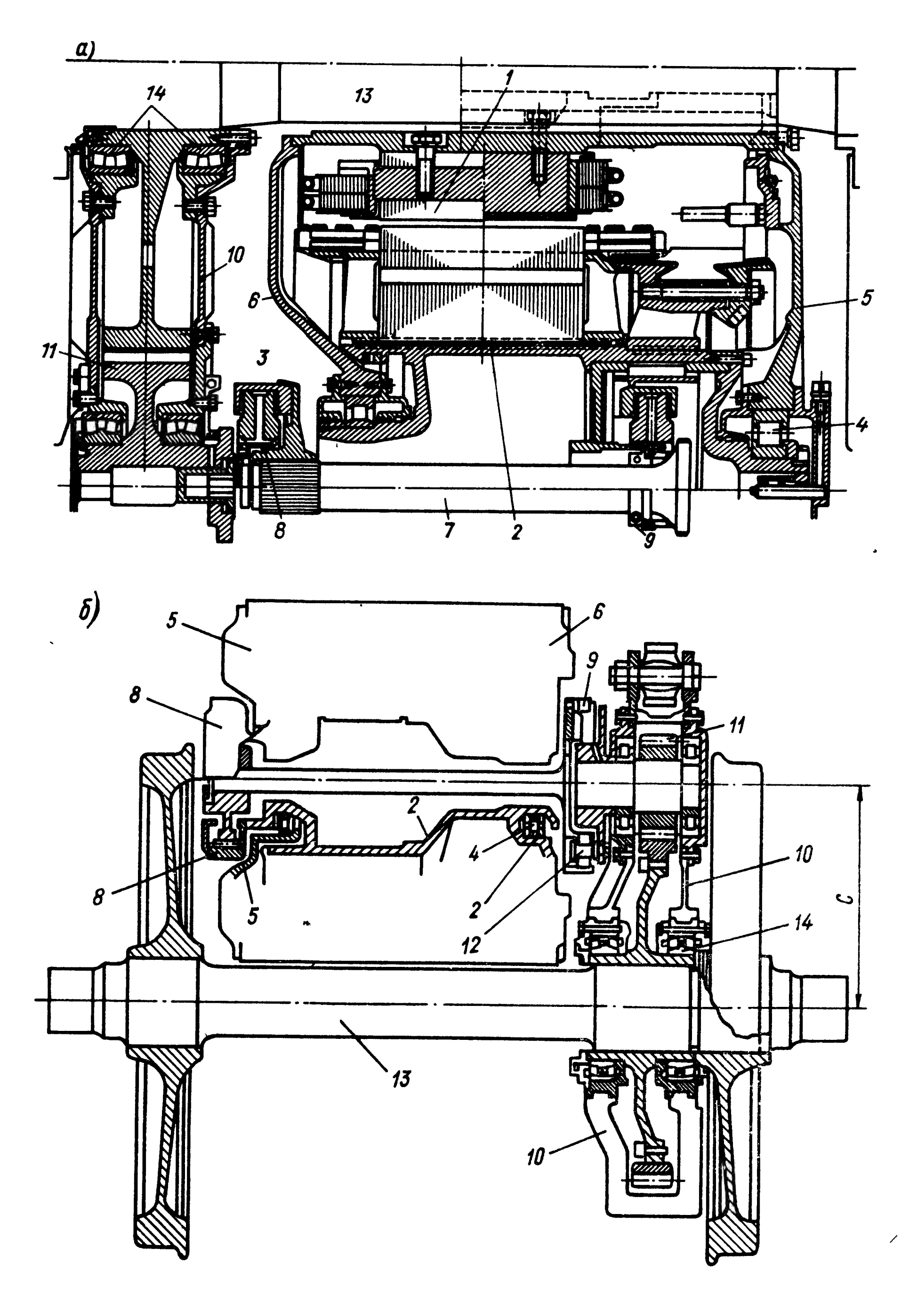


Рис. 1-15. Тяговые двигатели с внутренним карданным сочленением: *а* — электровозов Пльзенского завода (ЧССР); *б* — электровозов шведских железных дорог

нения, показанные на рис. 1-11, но без шлицев. Кожух *10* редуктора той стороной, где размещено малое зубчатое колесо *11*, подвешивается к раме тележки посредством эластичного соединения, а на ось *13* движущего колеса кожух опирается посредством двух роликоподшипников *14*. Двигатель размещается над осью колесной пары и закрепляется посредством лап на раме тележки.

Аналогичное по идее исполнение внутреннего карданного вала принято в тяговых двигателях электровозов шведских железных дорог (рис. 1-15, *б*) с тем основным различием, что осевая линия якоря двигателя и колесной пары расположены в одной горизонтальной плоскости. При этом двигатель боковой стороной своей станины и консольными лапами (рис. 1-16) прикрепляется к поперечной балке рамы тележки электровоза.

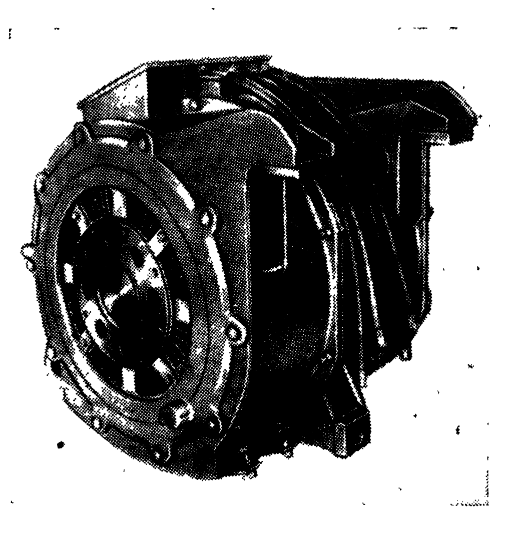


Рис. 1-16. Исполнение крепительных лап на станине двигателя

Заслуживает внимания исполнение шарнирных концов *8* и *9* (рис. 1-15,*б*) внутреннего карданного вала. Шарнир *8* осуществлен сцеплением зубчатого колеса, сидящего на конце внутреннего вала, с венцом, имеющим соответствующие зубцы на своей внутренней поверхности. Венец наглухо закреплен во фланце, прикрепляемом болтами к втулке *2* якоря двигателя. Зубчатое колесо этого шарнира имеет бочкообразную форму фрезерованных зубцов. Шарнир *9* выполнен в виде двух фланцев, один из которых насажен на конец внутреннего вала и имеет кольцевой ряд выступающих гнезд. Второй фланец насажен на валик малого зубчатого колеса *11* редуктора и несет на себе кольцевой ряд из восьми упругих втулок *12*, подобных тем, что показаны на рис. 1-7. Втулки *12* входят в гнезда диска, сидящего на конце внутреннего вала. На рис. 1-16 показан способ закрепления фланца вала *7* к подшипниковому щиту двигателя на время его транспортировки.

На рис. 1-15, *а* и *б* обозначения аналогичных деталей приняты одинаковыми.

Сравнивая устройство шарниров обеих рассмотренных карданных передач, можно отметить значительно меньшую трудоем-

кость исполнения второй из них как в производстве, так и в эксплуатации. В особенности выигрышно выделяется шведская конструкция, у которой оба шарнира наружные, что облегчает ремонт. Рассмотренные конструкции внутреннего карданного вала позволяют довести значение вращающего момента двигателя при номинальном режиме и колесе диаметром 1250 мм почти до 10 кН·м, не прибегая к установке дополнительного зубчатого колеса для увеличения централи (размер С на рис. 1-15, *б*).

Большим недостатком описанного привода является сложность разборки двигателя для замены якорных подшипников и невозможность выполнения двухсторонней зубчатой передачи. Последнее обстоятельство приводит к некоторому уменьшению коэффициента использования сцепного веса электровоза. Этот привод применяется главным образом для пассажирских и скоростных поездов.

В. Передача через редуктор с «плавающими» кольцами

Широкое применение этот вид привода (рис. 1-17) имеет на электровозах, работающих на железных дорогах Швейцарии. Двигатель *1*, так же как и в описанной ранее системе привода, закрепляется на поперечных балках рамы тележки. Шарнирно к заднему подшипниковому щиту и на пружинной опоре *3* к поперечному бруску *2* рамы тележки прикреплен корпус зубчатого редуктора. Малое зубчатое колесо *4*, как обычно, насажено на конец вала двигателя, венец же *5* большого зубчатого колеса посредством боковых шайб *6* и шарикоподшипников *7* сцентрирован в кольцевых внутренних придатках стенок корпуса редуктора. Таким образом, редуктор определяет неизменность величины межцентрового расстояния зубчатых колес. На движущей оси колесной пары жестко насажен центр *8* большого зубчатого колеса передачи, имеющий форму диска. Этот диск имеет вырезы, в которые закладываются эластичные элементы *10*, связывающие его в тангенциальном направлении с венцом *5* зубчатого колеса посредством «плавающих» колец *9*. Двигатель опирается консолью *11* на вторую поперечную балку рамы тележки.

Этот привод допускает двустороннюю зубчатую передачу и выбор бóльшего передаточного числа, чем в предыдущем типе передачи. Оба обстоятельства особенно важны для грузовых электровозов.

1-4. Передача посредством полого вала и шарнирной муфты

Передача такого рода была принята на одном из электровозов фирмы «Альстом», поставивших во Франции мировой рекорд скорости 331 км/ч. Такой же привод применен на первых пассажирских электровозах однофазного тока, построенных

этой фирмой для СССР (рис. 1-18) в середине пятидесятых годов.

Двигатель *1* двумя лапами *2* на боковой стороне его корпуса опирается на поперечную балку *4* рамы тележки электровоза. Другая сторона двигателя посредством хоботообразной полой консоли *3* опирается на поперечную балку *6* рамы те-

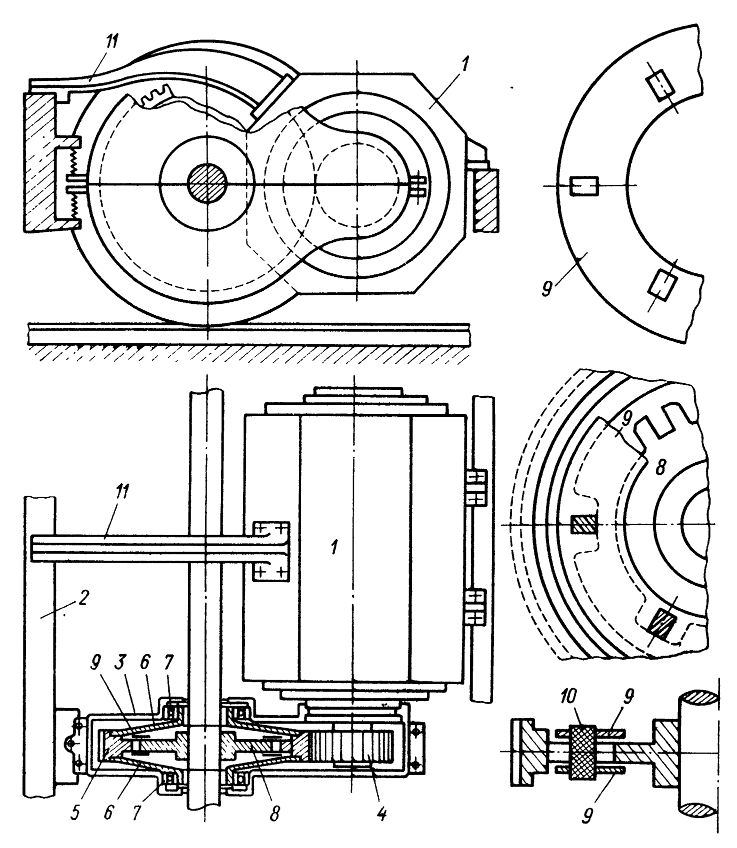


Рис. 1-17. Опорно-рамный тяговый двигатель с передачей посредством «плавающих» колец

лежки. Таким образом, двигатель имеет три точки опоры на раму. Моторно-осевые подшипники *7* поддерживают полый вал *5*, на котором закреплены одно или два (при двухступенчатой передаче) больших зубчатых колеса. Центр зубчатого колеса *1* (рис. 1-19) имеет четыре пальца, каждый из которых шарнирами *2* связан с пальцами промежуточной детали — «плавающего» кольца *3*. Кольцо же *3* подвижно связано с пальцами *4* колесного центра движущего колеса.

Зазор между полым валом и осью движущей колесной пары должен быть на несколько миллиметров больше максимальной просадки рессор тележки, чтобы исключить возможность соударений втулки полого вала с охватываемой ею осью колесной пары тележки. Большое зубчатое колесо приводится во вращение шестерней, насаженной на свободный конец вала двигателя.

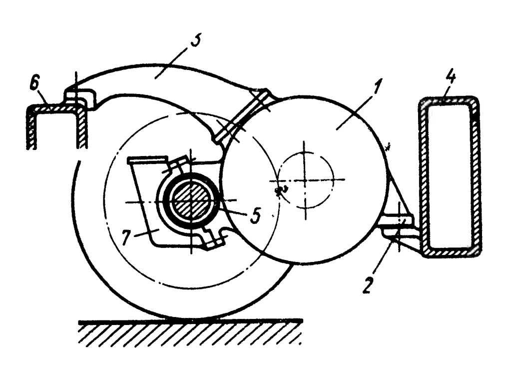


Рис. 1-18. Крепление тягового двигателя на тележке конструкции фирмы «Альстом»

Этот вид передачи, так же как и передача с карданным валом, не является универсальным. Увеличенный наружный диаметр полого вала по сравнению с диаметром оси движущих колес приводит к необходимости увеличить расстояние между центрами зубчатых колес передачи и, таким образом, уменьшить передаточное число, что в случае грузового электровоза приводит к значительному утяжелению двигателя.

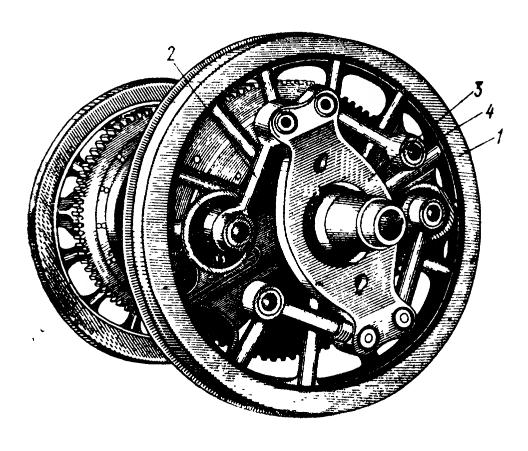


Рис. 1-19. Колесная пара с шарнирной муфтой привода Альстом

1-5. Передача полой карданной муфтой

Передача от быстроходного двигателя — типа Жакемэн — широко применяется на французских скоростных электровозах, а в начале семидесятых годов нашего века этот же тип передачи применен на газотурбинных поездах с электрическим приводом движущих осей. Отметим, что такой поезд (TGV-001) установил мировой рекорд скорости движения по обычному рельсовому пути, равный 347 км/ч.

Двигатель при этом типе передачи скреплен с кожухом и вместе с ним закреплен на раме тележки. В кожухе смонтированы на конических роликоподшипниках большое зубчатое колесо и паразитное зубчатое колесо (рис. 1-20). Посредством кольцевой шарнирной крестовины *1* и лап *2* и *3* образуется ве-

дущий шарнир. К ведомому шарниру вращающий момент передается полой муфтой *4*. Лапы *5* и *6* совместно с крестовиной *7* образуют второй шарнир Гука. Лапы *6* составляют общую структуру с кольцом *8*. Последнее приваривается к движущему колесу *9*.

При рассмотренном типе передачи не представляется возможным по габаритным условиям разместить двигатель без названного выше паразитного колеса. Но для тележки скоростной транспортной единицы это увеличение межцентрового расстояния между ведущим и ведомым зубчатыми колесами сыграло положительную роль. Двигатели благодаря этому сбли-

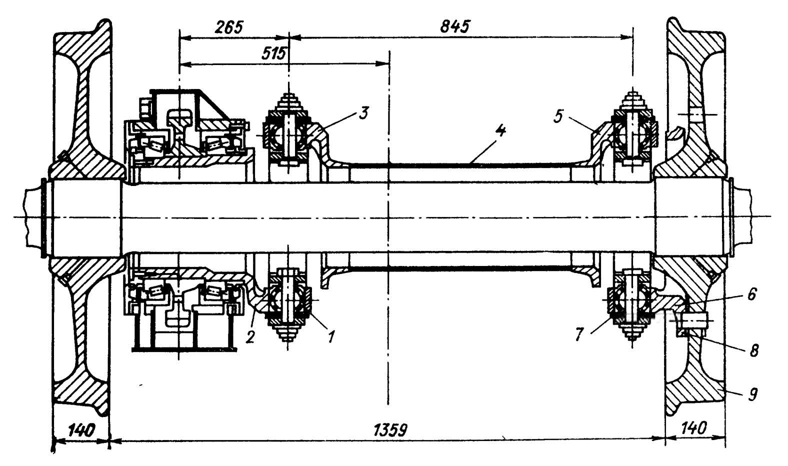


Рис. 1-20. Передача полой карданной муфтой

зились между собой, что обеспечило тележке соответственно меньший маховой момент относительно вертикальной оси вращения тележки, а двигателю — меньшие толчки различного рода. Оба эти обстоятельства способствуют улучшению горизонтальной динамики хода тележки.

1-6. Одномоторный привод нескольких движущих осей одной тележки

Спаривание нескольких движущих осей друг с другом в современной практике электровозостроения во Франции производят посредством добавочных зубчатых колес. Обычно это оси одной тележки. Двигатель в этом случае устанавливается на раме тележки, обслуживание двигателя, наблюдение за его работой производится из кузова локомотива.

Привод этого рода применяется как на двухосных тележках, так и на трехосных. Наиболее простой и, можно сказать, логичный в выполнении одномоторный привод получается в при-

менении к двухосной тележке. Двигатель размещается между движущими осями тележки, следовательно, не загромождает помещение кузова. При диаметре движущих колес 1250 мм и расстоянии между ними 2600 мм, при соблюдении всех требований в отношении габаритов приближения (рис. 1-21) с учетом просадки тележки наружный диаметр станины двигателя может быть выполнен равным 1550 мм при общей длине двигателя 1100 мм. Якорь двигателя может быть выполнен с наружным диаметром 990 мм. В результате удается встроить в тележку двигатель постоянного тока мощностью около 2500—3000 кВт при отношении $v_{\text{макс}}/v_{\text{н}}$, равном 1,4—1,5. Такая же примерно мощность двигателя может быть реализована и для одномоторного привода трехосной тележки.

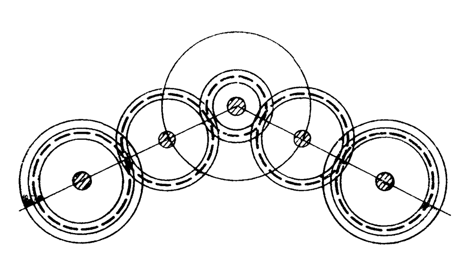


Рис. 1-21. К принципу одномоторного привода движущих осей двухосной тележки

В наиболее законченном виде привод движущих осей трехосной тележки осуществлен в 1961 г. в электровозах, выпущенных фирмой «Альстом». Набор зубчатых колес размещается в общем корпусе *1* (рис. 1-22) на тележке. Зубчатые колеса *3* насажены на короткие валы *4*, вращающиеся в роликовых подшипниках, закрепленных в боковых стенках корпуса *1*. На концах каждого полого вала закрепляются фланцы с ведущими пальцами шарнирной муфты *5*. Ведомые пальцы привода закреплены в таких же фланцах *6* движущей оси. На этом же корпусе закрепляется коробка скоростей с двумя парами зубчатых колес для изменения передаточного числа. Ведущие шестерни *7* и *8* не заклиниваются на их валике. Между шестернями имеется кулачковая полумуфта *10,* которая может перемещаться по шлицевой части вала *9*. При осевом перемещении этой полумуфты влево с валом *9* сцепляется ведущая шестерня *7*, и получается бóльшее передаточное число («грузовое»). При перемещении вправо с ведущим валом сцепляется шестерня *8*, и получается меньшее передаточное число («пассажирское»). Передвижение полумуфты может осуществляться как через коробки скоростей, так и через центральное отверстие ведущего вала.

Групповой привод приобретает определенный смысл, если требуется прибегать к переключению скоростей. Это обстоятельство является весьма существенным для дорог с малой грузонапряженностью, а также слабым верхним строением пути. При этом виде привода уменьшается списочный парк локомотивов, а неподрессоренная масса получается минимальной.

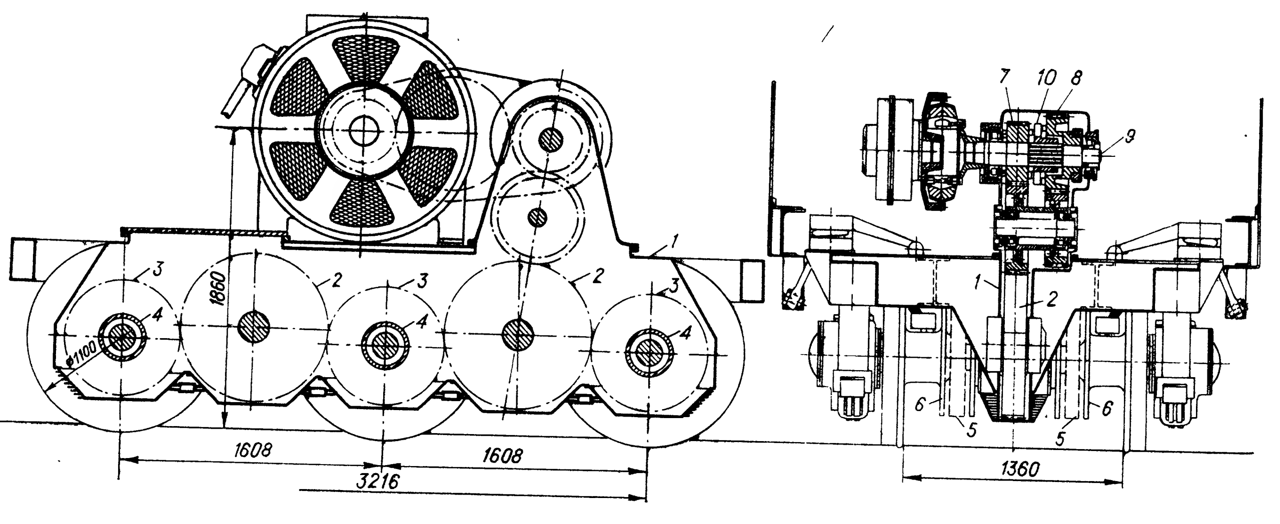


Рис. 1-22. Групповой привод осей электровоза серии СС-10000 системы Альстом

По сравнению с индивидуальным приводом движущих осей групповой тяговый привод имеет следующие преимущества:

1. Коэффициент использования сцепного веса электровоза получается практически равным единице. При удовлетворительном состоянии пути начальный коэффициент сцепления при пуске доходит до 48%.

2. Выбор габаритных размеров тягового электродвигателя и главных размеров его якоря не зависит от расстояния между осями зубчатых колес передачи, ограничивается же только длина электродвигателя.

3. Масса двигателя снижается примерно на 15—20% по сравнению с общей массой двигателей индивидуального привода. В особенности существенно уменьшается неподрессоренная масса. Уменьшение массы электровоза и улучшение тяговых характеристик позволяют проводить электрификацию железных дорог с легким строением рельсового пути.

4. При одном двигателе на тележке момент инерции тележки относительно вертикальной оси, проходящей через центр тяжести тележки, меньше, чем при индивидуальном приводе осей. Это значительно улучшает горизонтальную динамику локомотива.

5. При наличии коробки переключения скоростей возможность изменения передаточного числа придает универсальность электровозу. Так, электровоз может быть применен для грузовых поездов с наибольшей скоростью движения до 90—100 км/ч и для пассажирских — до 150—160 км/ч. Эти положения являются важными для дорог холмистого профиля с малой грузонапряженностью и незначительным пассажиропотоком.

6. Уменьшается вероятность буксования в результате образования жесткой связи между тяговыми двигателями и улучшенной динамики.

Основными недостатками группового привода являются: 1) малая эксплуатационная маневренность электровоза, так как в случае повреждения одного из двигателей мощность электровоза уменьшается вдвое, 2) некоторая сложность конструкции и бóльшая трудоемкость в производстве, 3) увеличение эксплуатационных расходов по ремонту и обслуживанию, в особенности из-за большого числа зубчатых колес.

Менее сложным получается устройство одномоторного привода двухосной тележки.

ГЛАВА ВТОРАЯ

ЯКОРИ И РОТОРЫ

2-1. Обмотки якорей коллекторных машин

А. Общие замечания

Обмотка якоря должна быть надежно изолирована и закреплена. Лобовые соединения обмотки необходимо защитить от попадания в них влаги из вентиляционных каналов.

Уже при температуре окружающей среды +25° С в зависимости от класса изоляции обмотка якоря может иметь температуру порядка 140—160° С. При небольшом превышении этой температуры мягкие припои плавятся. Во избежание этого пайку задних лобовых соединений обмоток крупных тяговых машин выполняют серебряным припоем ПСр65. Пайку проводников обмотки к коллекторным пластинам производят обычно припоем ПОС40, так как эти места хорошо обдуваются воздухом.

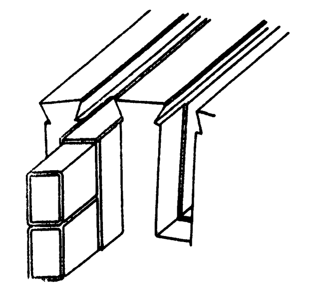


Рис. 2-1. Усиление изоляции обмотки якоря в местах выхода из пазов

В конструктивном отношении обмотки якорей можно разделить на следующие типы:

1) многовитковые — с числом витков в секции три и более с вертикальной или горизонтальной укладкой витков в пазу;

2) двухвитковые — с простой или переходной (двойной) задней головкой;

3) одновитковые, состоящие из одного провода или нескольких параллельных проводов;

4) стержневые — простые и ступенчатые, а также обмотки с транспозицией (с перекрещенными или скрученными стержнями).

Изоляция обмотки по длине сердечника якоря производится микафолием, микалентой на бумаге или на стеклоткани, лентой из синтетических материалов, бумагой типа «Номекс». При микафолиевой изоляции лобовые соединения катушек изолируются или лакотканью (при изоляции класса А), или микалентой (при изоляции класса В), листами из синтетических материалов (при изоляции классов F и H). Толщина изоляции для машин различного напряжения выбирается в зависимости от напряжения относительно земли по табл. 13-3.

Обмоткодержатели покрываются изоляцией на толщину, равную односторонней толщине изоляции в пазу и того же класса.

В якорях машин напряжением 750 В и выше помимо общей пазовой изоляции, которую имеют якорные катушки, в месте

выхода их из паза помещается добавочная изоляционная U-образная пластина (рис. 2-1). Для этого крайние листы якоря выполняются с расширенными размерами паза примерно на 0,6—0,8 мм.

Б. Многовитковые и двухвитковые обмотки

Обычно это обмотки волнового типа. Они применяются главным образом во вспомогательных электрических машинах и в тяговых двигателях постоянного тока для рудничных электровозов. Схемы одной якорной катушки представлены на рис. 2-2 и 2-3. Катушка обмоток подобного рода обычно содержит от двух до шести секций.

Двухвитковые обмотки применяются главным образом в трамвайных двигателях средней мощности (30—65 кВт). Двухвитковая обмотка с простой головкой лобовых соединений со стороны,

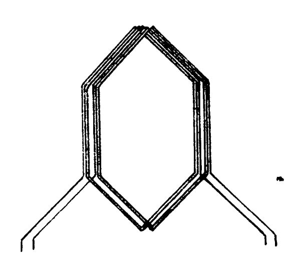


Рис. 2-2. Катушка, состоящая из двух трехвитковых секций

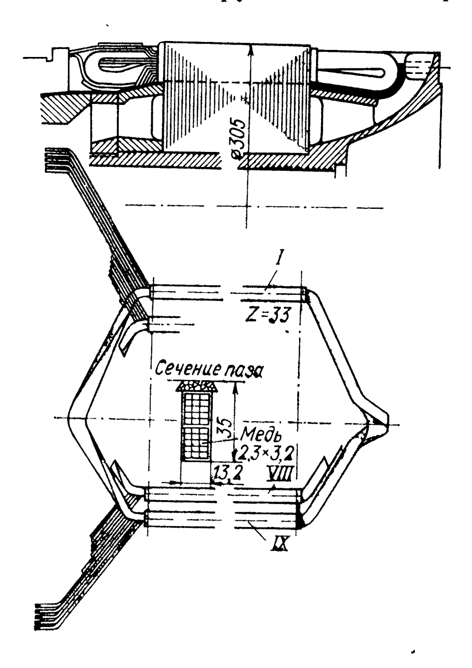


Рис. 2-3. Катушка обмотки якоря из пяти трехвитковых секций с горизонтальной укладкой витков

обратной коллектору, выполняется так же, как трехвитковая. Обмотка с переходной (двойной) головкой приведена на рис. 4-1. Обмотка с переходной головкой позволяет укоротить длину заднего лобового вылета на величину высоты стержня обмотки.

В. Одновитковые и стержневые обмотки

Одновитковые обмотки применяются в большинстве тяговых машин постоянного тока и в тяговых двигателях однофазного тока.

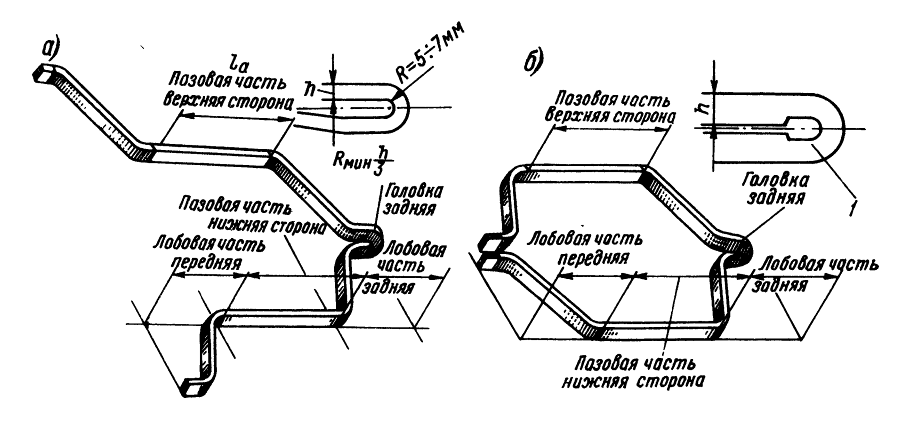


Рис. 2-4. Одновитковые секции катушки якоря: *а* — волновая обмотка; *б* — петлевая обмотка

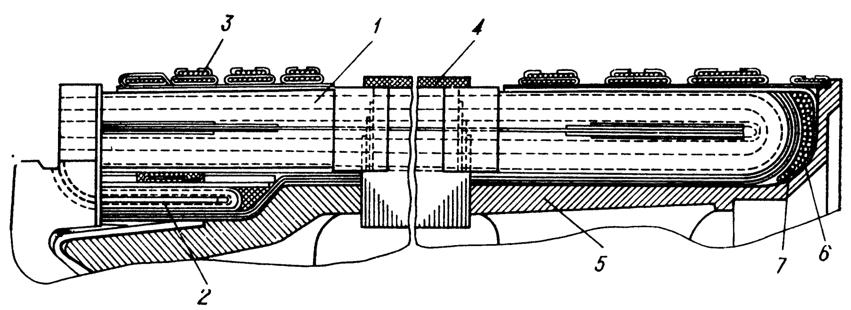


Рис. 2-5. Петлевая обмотка якоря с уравнителями со стороны коллектора

1 — секция обмотки; *2* — уравнители; *3* — проволочный бандаж; *4* — пазовый клин; *5* — задний обмоткодержатель; *6* — чехол полотняный; *7* — шнур крученый

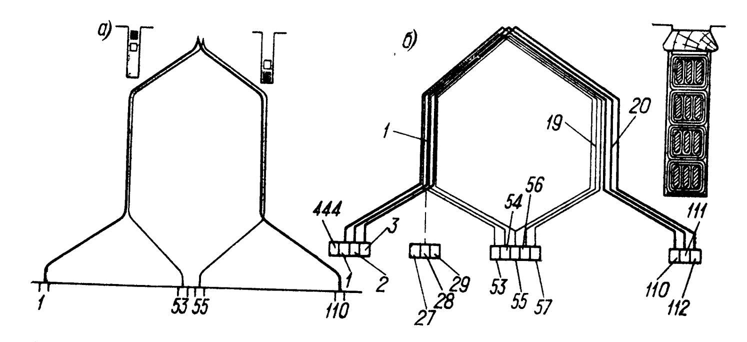


Рис. 2-6. Лягушечья обмотка: *а* — схема секции; *б* — укладка трехсекционной катушки

Одновитковые секции катушки якоря представлены на рис. 2-4. На некоторых заводах в месте загиба головок задних лобовых соединений *1* (рис. 2-4, *б*) уменьшается высота стержня. Этим облегчается загиб головки, упрощается наложение изоляции на головку и уменьшается радиальный размер лобовых частей. На рис. 2-5 представлен разрез части якоря электровозного тягового двигателя с одновитковой петлевой обмоткой. Секция выполнена из сдвоенного по высоте проводника.

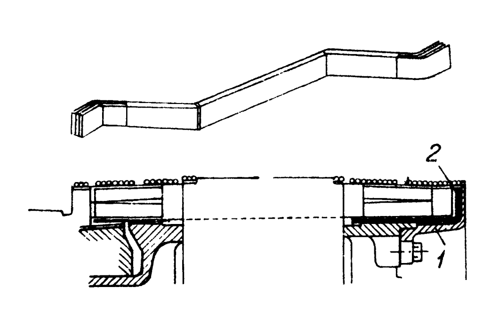


Рис. 2-7. Стержневая обмотка якоря

Лягушечья обмотка, применяемая в тепловозных генераторах, исполняется или в виде двух отдельных обмоток — волновой и петлевой (рис. 2-6), имеющих раздельную изоляцию, или в виде катушек с общей пазовой изоляцией. В последнем случае используется паз, но возникает необходимость в пайке задних лобовых соединений.

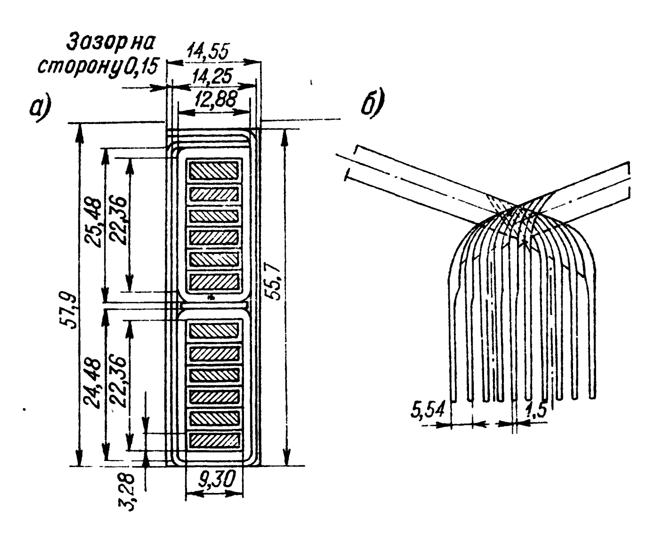


Рис. 2-8. Обмотка якоря с укладкой стержней плашмя: *а* — расположение проводников в пазу; *б* — расплющенные концы стержней

Задний обмоткодержатель самовентилирующихся машин снабжается фланцевой закраиной (рис. 2-5, 2-21). При ступенчатых обмотках необходима пайка задних лобовых соединений,

поэтому задний обмоткодержатель выполняется составным (рис. 2-7). Съемное защитное кольцо *1* прикрепляется болтами к обмоткодержателю. Изоляция головок лобовых соединений от защитного кольца выполняется прессованным из миканита кольцом *2*.

Если на паз приходится три и более стержней в слое, то целесообразно укладывать их в пазы плашмя (рис. 2-8, *а*). Это позволяет увеличить коэффициент заполнения паза медью и уменьшить потери от поперечного магнитного поля. Кроме того, для улучшения коммутации в этом случае можно выполнить обмотку ступенчатой (рис. 2-9). Однако трудоемкость изготовления обмотки увеличивается вследствие необходимости изгиба стержней на ребро и скручивания на 90° концов стержней, подходящих к коллектору. Если наибольшая допустимая ширина прорези коллекторной пластины меньше толщины стержней, то концы стержней необходимо расплющить (рис. 2-8, *б*).

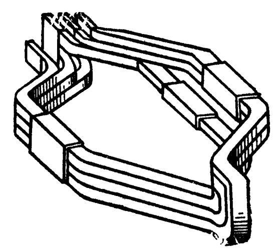


Рис. 2-9. Петлевая обмотка якоря со ступенчатой укладкой

Г. Обмотки с транспозицией

В крупных двигателях глубина паза ротора получается примерно 50—55 мм, а бо́льший размер сечения стержня обмотки превышает 16—18 мм. В таких стержнях возникают значительные потери от вихревых токов вследствие изменения поперечного магнитного поля в зоне коммутации (рис. 2-10, *а*). Если в пластине сделать прорезь, как указано на рис. 2-10, *б*, потери от вихревых токов значительно снизятся, хотя при этом сохраняются контурные токи. Для устранения контурных токов пластину следует скрутить (рис. 2-10, в), тогда э. д. с. одной половины контура будет уравновешиваться э. д. с. другой половины. Подобного рода разделение и скручивание проводника носит название транспозиции.

Применяются следующие два вида транспозиций стержня обмотки якоря: а) транспозиция перекрещиванием: одинарным (рис. 2-10, *г*) или двойным (рис. 2-10, *д*); б) транспозиция скручиванием (рис. 2-11).

Переход стержня из верхнего слоя в нижний и из нижнего в верхний происходит по местному уменьшению толщины в каждой половине стержня. Уменьшение толщины делается на такой длине b (рис. 2-10, *г*), чтобы сечение переходной части проводника не было меньше, чем сечение его на остальной длине.

Выполнение транспозиции скручиванием поясняется рис. 2-11, где показаны последовательные производственные операции по изготовлению скрученного стержня. Сначала из листовой меди штампуется стержень (рис. 2-11, *а*). Затем стержень сгибается

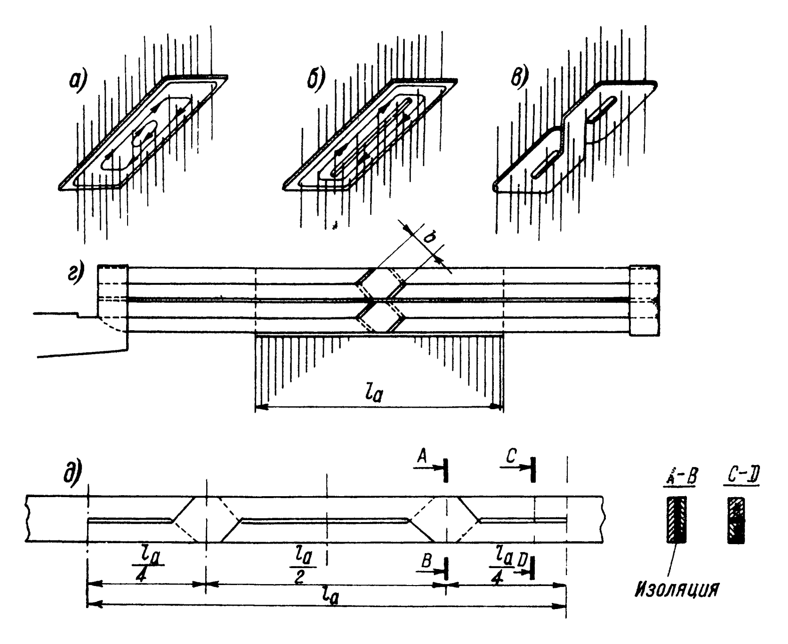


Рис. 2-10. Транспозиция проводников: *а* — пути замыкания вихревых токов: *б* — пути замыкания контурных токов: *в* — перекрученная пластина; *г* — транспозиция простым перекрещиванием; *д* — транспозиция двойным перекрещиванием

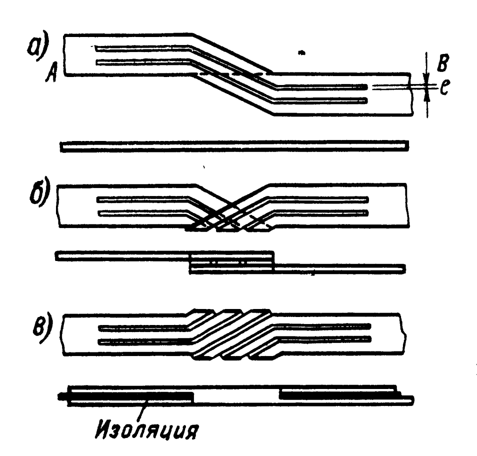


Рис. 2-11. Транспозиция скруткой: *а* — заготовка проводника (половина); *б* — скрученный проводник; *в* — собранный комплект проводника

по линии *AB* (рис. 2-11, *б*), после чего согнутые стержни складываются попарно (рис. 2-11, *в*). Между половинами стержня прокладывается полоска миканита толщиной 0,08 мм.

Стержни нижнего слоя паза можно выполнять массивными, так как потери в них обычно невелики. Со стороны, обратной коллектору, стержни соединяются друг с другом хомутиками с последующей пайкой их (рис. 2-15).

Д. Уравнительные соединения

Многополюсные якори с простыми петлевыми обмотками ($2p=2a$), как правило, выполняются с уравнительными соединениями, связывающими между собой точки обмотки, имеющие одинаковые потенциалы. Это уравнительные соединения первого рода, их обычно припаивают к соответствующим пластинам коллектора. Однопотенциальные пластины удалены друг от друга на $360/p$ геометрических градусов (на 180°). Соединения таких точек между собой образуют p-угольник. Наибольшее или полное число единичных уравнителей равно числу коллекторных пластин K. При этом число многоугольников равно K/p.

В простых волновых и в лягушечьих обмотках уравнительные соединения, как известно, не требуются. Сложные обмотки якоря в тяговом электромашиностроении могут иметь применение лишь в двигателях одномоторного привода двухосных или трехосных тележек и в тяговых генераторах тепловозов при единичной мощности две-три тысячи киловатт. При этом потребуются и более сложные уравнительные соединения второго и третьего рода.

Уравнители устраняют возможность неравномерного распределения токов между параллельными ветвями обмотки якоря и вызываемого этим ухудшения коммутации. Неравномерное распределение токов наблюдается при эксцентричном положении якоря или при неравенстве магнитных потоков в главных полюсах машины. Эта так называемая магнитная несимметрия вызывается или раковинами в магнитопроводе станины машины, или чрезмерным уменьшением его сечения из-за выемки для движущей колесной пары, а также из-за наличия зазора между частью главных полюсов и станиной вследствие, например, повышенного размера катушек возбуждения. В меньшей степени неравенство токов в параллельных ветвях обмотки якоря вызывается неодинаковым сечением соединительных кабелей (перемычек) между одноименными щетками и разницей в величине нажатия на щетки одинаковой полярности.

Обычные схемы исполнения уравнительных соединений при числе полюсов $2p=4$ и $2p=2$ приведены на рис. 2-12. Рис. 2-12, *а* иллюстрирует случай, когда в коллекторную пластину вводится только один конец уравнителя. Во второй схеме (рис. 2-12, *б*) уравнители *2* (рис. 2-5) из коллекторных пластин расходятся

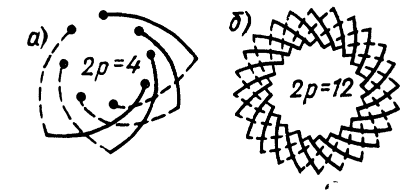


Рис. 2-12. Схемы типичных уравнительных соединений: *а* — простые; *б* — замкнутые в звезду

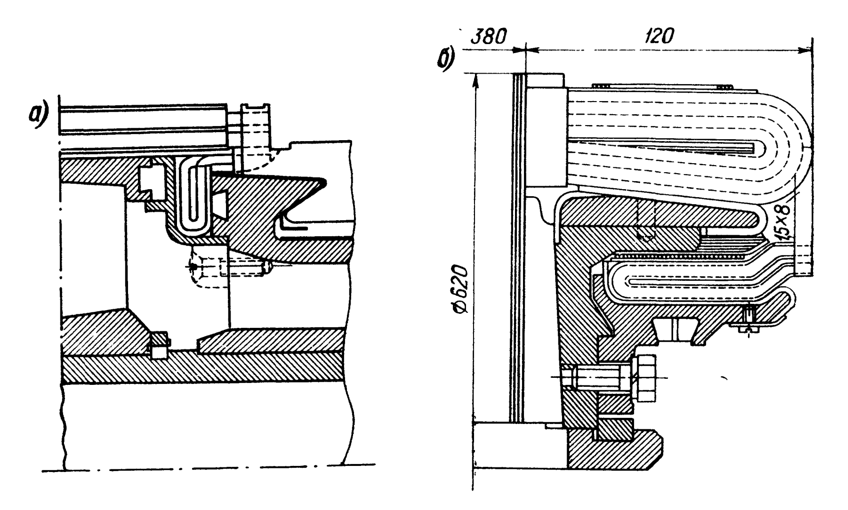


Рис. 2-13. Размещение уравнителей: *а* — плоское; *б* — цилиндрическое

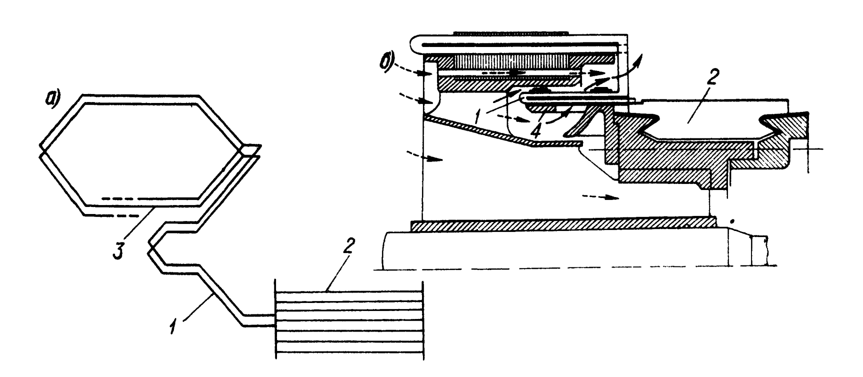


Рис. 2-14. Петушки сопротивления: *а* — схема; *б* — конструктивное выполнение

в обе стороны. Поэтому второй случай равноценен выводу уравнительных соединений к уравнительным кольцам. Обычно на паз ставится по одному парному уравнителю.

Конструктивное размещение уравнителей при $2p=4$ по схеме рис. 2-12 показано на рис. 2-13. Практика отечественного тягового электромашиностроения выявила преимущества цилиндрического размещения уравнителей со стороны коллектора.

Размещение уравнителей на коллекторной манжете со стороны, обратной петушкам, применяется только в низковольтных многоамперных вспомогательных машинах (рис. 10-8).

В двигателях однофазного тока для уменьшения влияния трансформаторной э. д. с. вводят между обмоткой якоря *3* и коллектором *2* элементы сопротивления *1* (рис. 2-14). Они закрепляются в особой детали *4*, которая обеспечивает надежное их крепление и охлаждение воздухом, проходящим по внутренним каналам якоря.

Е. Вылет лобовых соединений обмотки

Чем короче длина вылетов обмотки $l_в$, тем бо́льшей может быть выбрана активная длина якоря. Чтобы уменьшить вылет, лобовые соединения укладываются на обмоткодержатели с минимальным расстоянием между ними (m на рис. 2-15, *б*).

Общая длина вылета $l_в$ состоит из трех частей: A_s, B и C. Первая из них зависит от типа изоляции и напряжения относительно земли (табл. 2-1). Последнее слагаемое C определяется выполнением головок лобовых соединений: $C_{мин}=r_0+a$.

Таблица 2-1

Длина прямолинейной части катушки обмотки якоря

Напряжение относительно земли, В	Длина A_s, см
До 800	0,8—1,25
800—1500	1,5—2,0
1500—2000	2,0—2,5
2000—3300	2,5—3,0

Примечание. Меньшие значения A_s — при непрерывной изоляции, бо́льшие величины — при изолировке пазовой части простынкой.

Значение B можно определить при построении разверток двух цилиндрических поверхностей (рис. 2-15, *а*), на которых расположены лобовые части обмотки, на соответствующие плоскости (рис. 2-15, *б*).

Углы поворота лобовых частей определяются по формулам:

$$\alpha_{I}=\arcsin\frac{H}{t_{I}}; \quad (2\text{-}1)$$

$$\alpha_{II}=\arcsin\frac{H}{t_{II}}. \quad (2\text{-}2)$$

Шаг лобовых соединений $H=b+m$, причем толщина катушек b в первом приближении может быть принята равной

ширине паза и расстояние между лобовыми частями катушек $m=0,2$ мм.

Когда нет необходимости уменьшать $l_в$, размер m выбирают равным 2—1,5 мм. В высоковольтных машинах между лобовыми соединениями помещают миканитовые полоски толщиной 0,5—1,0 мм.

Значение B должно быть одинаковым для верхней и нижней половин лобового соединения катушки, т. е.

$$\left.\begin{aligned} B &= \left[2r\,\frac{1-\sin\alpha_I}{\sin\alpha_I} + \mu t_I y_n\right]\operatorname{tg}\alpha_I; \\ B &= \left[2r\,\frac{1-\sin\alpha_{II}}{\sin\alpha_{II}} + (1-\mu)\,t_{II} y_n\right]\operatorname{tg}\alpha_{II}. \end{aligned}\right\} \qquad (2\text{-}3)$$

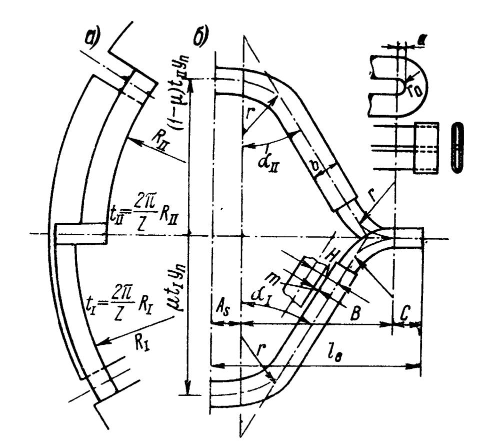


Рис. 2-15. Определение вылета задних лобовых соединений обмотки якоря: *а* — расположение лобовых частей; *б* — развертка

Здесь через μ обозначена часть полного шага катушки $y_п$, охватываемая верхней половиной лобового соединения; часть $(1-\mu)$ полного шага охватывается нижней половиной. Решая систему уравнений (2-3), можно определить неизвестные μ и B.

Ж. Крепление обмоток якоря

Пазовая часть обмоток якорей коллекторных двигателей постоянного и однофазного тока удерживается бандажами или клиньями. Лобовые же части обмоток, как правило, закрепляются бандажами, проволочными или из стекловолокна. В последнем случае стекловолокно пропитывается полимеризирующимся лаком с последующей термообработкой. Проволочные бандажи после установки пропаиваются оловом.

В современных машинах с характерным для них высоким использованием активных материалов бандажи из магнитной стальной проволоки ухудшают коммутацию вследствие увеличения потоков рассеяния, поэтому чаще применяется немагнитная проволока.

Кроме того, у машин постоянного тока при вращении якоря, а у машин однофазного тока и при трогании с места, в бандажах возникают потери энергии. Интенсивность нагрева бандажа зависит от частоты перемагничивания сердечника якоря, от размеров бандажа и от его положения. Если частота перемагничивания при номинальном режиме превышает 50 Гц, то бандажи следует выполнять из немагнитного материала.

Для приближенного определения потерь (кВт) в пропаянных стальных бандажах можно пользоваться формулой

$$P_б = C_б m d_б \left(\frac{pn}{60}\right)^2 l_б^3 B_\delta^2. \qquad (2\text{-}4)$$

Здесь $d_б$ — диаметр проволоки, см; $l_б$ — ширина бандажа, см; m — число бандажей; B_δ — индукция в зазоре, Т; $C_б=0{,}2$ при магнитной проволоке; $C_б=0{,}1$ при немагнитной проволоке.

Практикой выявлено, что по активной длине якоря бандажи не следует делать шире 15—20 мм и перекрывать ими более 25—35% поверхности якоря.

Бандажи на лобовых соединениях, как менее подверженные воздействию магнитных потоков, могут выполняться более широкими. Однако, если по условиям прочности требуется проволочный бандаж шире 40 мм, то целесообразно поставить несколько узких бандажей.

Бандажи по активной длине якоря в малых машинах с достаточным по значению зазором δ можно ставить непосредственно на наружную поверхность якоря. В крупных машинах бандажи устанавливаются в кольцевых канавках требуемой ширины. Для образования таких канавок соответствующая часть дисков штампуется меньшего диаметра, чем остальные листы сердечника.

При установке бандажа под него подкладывается миканит толщиной 0,3—0,4 мм. Концы *3* и *2* проволоки бандажа (рис. 2-16, *а*) должны быть заведены под замочные концевые скобы *1* из белой жести толщиной 0,3 мм, устанавливаемые против паза якоря. Такие же скобы предусматриваются и при установке бандажа на лобовых соединениях (рис. 2-16, *б*). В высоковольтных тяговых двигателях бандажи устанавливаются и на петушках коллектора.

Их роль в этом случае сводится к закреплению чехла, закрывающего лобовые части обмоток.

Определение размеров бандажей. Центробежная сила подсчитывается для **испытательной** частоты вращения машины $n_{исп}$ (об/мин), и при массе обмотки m_{Cu} эта сила равна (Н)

$$\sum F_\omega = m_{Cu}\left(\frac{2\pi n_{исп}}{60}\right)^2 \frac{D_{Cu}}{2}. \qquad (2\text{-}5)$$

где $D_{Cu}=D_a-h_Z$ — средний диаметр расположения обмотки, м; $D_а$ — наружный диаметр якоря; h_Z — глубина паза якоря.

Система радиально направленных сил ΣF_ω создает растягивающее усилие в одностороннем сечении бандажа (Н)

$$F_б = \frac{1}{2\pi}\sum F_\omega = \frac{m_{Cu}D_{Cu}}{1,15}(n_{исп})^2 \cdot 10^{-3}. \qquad (2\text{-}6)$$

Для определения общего числа всех витков бандажа следует учесть также напряжение σ_0 от центробежной силы бандажа, которое по известной формуле сопротивления материалов равно:

$$\sigma_0 = \gamma\,(v_{исп})^2, \qquad (2\text{-}7)$$

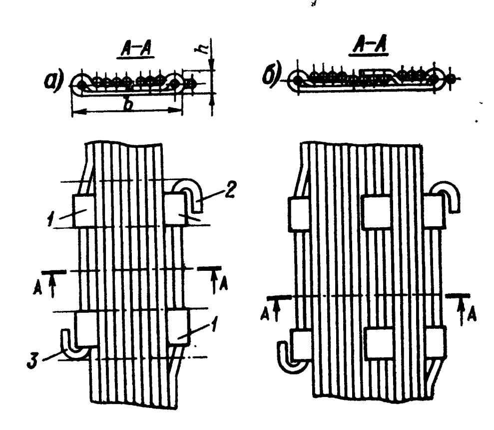


Рис. 2-16. Крепление концов проволоки бандажей якоря: *а* — на сердечнике; *б* — на лобовых соединениях обмотки

где

$$v_{исп} = \frac{\pi D_a n_{исп}}{60};$$

γ — плотность материала бандажа (для стали $\gamma = 7,8 \cdot 10^3$ кг/м³).

Число витков на все бандажи при диаметре проволоки $d_б$ (мм) определяется выражением

$$\sum n_б = \frac{4F_б}{\pi d_б^2\left(\sigma - \sigma_0\right)} = 1,27\,\frac{F_б}{d_б^2\left(\sigma - \sigma_0\right)}. \qquad (2\text{-}8)$$

Допускаемое напряжение σ выбирается в зависимости от диаметра, материала и предела прочности проволоки при растяжении $\sigma_в$ по табл. 2-2. Низшие значения $\sigma_в$ — для проволоки марки ВС, бóльшие — для марки ОВС.

Диаметр проволоки бандажа должен находиться в пределах $0,01D_а > d_б < 2,5$ мм.

В формуле (2-8) $d_б$ в метрах.

Установка бандажей. Полученное общее число витков бандажей $\Sigma n_б$ следует распределить в отношении $\frac{l_a}{l_N - l_a}$ между бандажами по активной длине якоря и по лобовым соедине-

Таблица 2-2

Механические характеристики бандажной проволоки

Характеристика проволоки	Магнитная				Немагнитная	
Диаметр, мм	1,0	1,5	2,0	2,5	1,5	2,0
σ_B, Па·10^7	175—190	165—180	155—175	145—170	165	155
σ, Па·10^7	60	57	57	53	50	48

ниям обмотки. Минимальное число рабочих витков в одном бандаже по активной части следует считать равным восьми.

Пусть $d_б$ — диаметр проволоки (мм), а $m_б$ — число рабочих витков в одном бандаже, тогда ширина b кольцевой канавки (рис. 2-16, *а*) для бандажа (мм)

$$b = (m_б + 1)\, d_б + 1{,}5; \qquad (2\text{-}9)$$

глубина кольцевой канавки под бандаж (мм)

$$h = d_б + 1{,}5. \qquad (2\text{-}10)$$

Расположение бандажей на лобовых частях обмотки должно соответствовать распределению центробежной силы по длине вылета $l_в$.

Если окружная скорость якоря v_a при испытательной частоте вращения машины превышает 90 м/с, а головки задних лобовых соединений выполнены с хомутиками (рис. 2-7), бандажи должны ставиться возможно ближе к головкам.

При установке двухслойного или многослойного бандажа необходимо проверить, чтобы наружный его диаметр был на 3—5 мм меньше внутреннего диаметра расточки статора или полюсов.

Бандажи из стекловолокна, пропитанного синтетическими смолами, обладают следующими основными преимуществами перед бандажами из стальной проволоки: не имеют собственных потерь; являются электроизолирующими и, следовательно, не требуется наложения изоляции между бандажом и обмоткой; отсутствует наиболее слабое место всякого проволочного бандажа — закрепление начального и конечного его витков.

В тяговых машинах обычно пазовая часть обмотки якоря закрепляется клиньями, бандажи же из стекловолокна принимают на себя центробежную силу лобовых частей обмотки и центробежную силу от собственного веса.

Плотность стекловолокна с учетом связующей смолы составляет $1{,}8 \cdot 10^3$ кг/м^3, временное сопротивление при растяжении $60 \cdot 10^7$ Па.

Пример расчета бандажа из стекловолокна. Исходные данные для расчета берем те же, что для проволочных бандажей двигателя постоянного тока (§ 13-3).

Центробежная сила лобовых частей F_ω при испытательной частоте вращения принята равной $4 \cdot 10^4$ Н, а усилие $F_б$, растягивающее одностороннее сечение бандажа со стороны, обратной коллектору, равным $11{,}7 \cdot 10^4$ Н.

При испытательной частоте вращения якоря окружная скорость, считая ее по D_a, равна 83 м/с. В бандаже при этой окружной скорости возникают напряжения растяжения от собственного веса, равные (2-7)

$$\sigma_0 = 1{,}8 \cdot 83^2 \cdot 10^3 = 1{,}2 \cdot 10^7 \text{ Па}$$

для $\gamma = 1{,}8 \cdot 10^3$ кг/м³ — плотность стекловолокна.

Тогда при коэффициенте надежности, равном четырем, получаем площадь одностороннего сечения бандажа

$$q_б = \frac{F_б}{\sigma - \sigma_0} = \frac{11{,}7 \cdot 10^4}{15 \cdot 10^7} = 0{,}78 \cdot 10^{-3} \text{ м}^2 = 780 \text{ мм}^2.$$

Приняв ширину бандажа (с учетом уменьшения в направлении к пакету якоря), равной 75 мм, получаем толщину бандажа 10,5 мм. При ленте толщиной 0,3 мм и шириной 12,5 мм общее число витков бандажа

$$n_б = \frac{q_б}{0{,}3 \cdot 12{,}5} = \frac{780}{3{,}75} = 210 \text{ вит.}$$

Наружный диаметр якоря по бандажам не должен превышать D_a. Чтобы выполнить требование относительно наружного диаметра, лобовые соединения надо выполнять с отгибом внутрь. Это удорожает производство обмотки. Однако низкая стоимость материала бандажа и удешевление процесса его наложения с избытком компенсирует это удорожание.

Клинья. При окружной скорости ротора в номинальном режиме свыше 35 м/с крепление активной части обмотки, уложенной в открытые пазы, при помощи бандажей становится нерациональным из следующих соображений:

1) бандажи перекрывают чрезмерно большую поверхность якоря, что ухудшает его теплоотдачу;

2) наличие кольцевых канавок для бандажей увеличивает воздушный зазор и вызывает необходимость усиления н. с. обмотки возбуждения;

3) наличие бандажей понижает к. п. д. машины, а при магнитных бандажах ухудшается и коммутация.

К недостаткам клинового крепления обмотки следует отнести:

а) необходимое углубление паза, вызывающее повышение магнитодвижущей силы (м. д. с.) в зубцах и увеличение потерь на перемагничивание в зубцах;

б) необходимость более плотного наложения изоляционных покровов на катушки якоря, чтобы не происходило со временем ослабления обмотки в пазах.

Материалом для клиньев служат гетинакс, текстолит и стеклотекстолит. Нормализованные размеры клиньев приведены в табл. 2-3.

Высота клина (рис. 2-17) может быть ориентировочно определена по формуле (см)

$$h=\frac{n_{\text{исп}}}{\xi}\sqrt{N_Z q_N b_{\text{п}} D_a} \qquad (2\text{-}11)$$

Здесь $n_{\text{исп}}$ — испытательная частота вращения якоря; N_Z — число проводов в пазу; q_N — сечение одного провода, мм²; $b_{\text{п}}$ — ширина паза, см; D_a — диаметр якоря, см; $\xi=350\,000$ для гетинакса и 550 000 — для текстолита и стеклотекстолита.

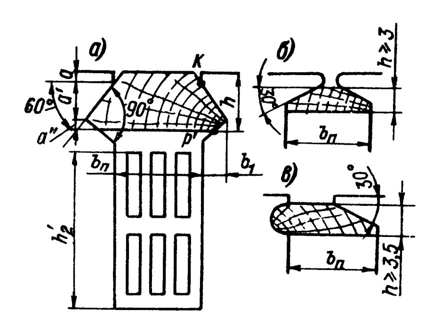


Рис. 2-17. Форма сечения пазовых клиньев: *а* — якоря машины постоянного тока; *б* и *в* — ротора и статора машины переменного тока

Таблица 2-3

Размеры пазовых клиньев (в мм)

h	a	a'	a''	b_1	h	a	a'	a''	b_1
3,0	0,5	1,88	0,62	1,07	5,0	0,5	3,38	1,12	1,94
3,5	0,5	2,25	0,75	1,3	6,0	0,5	4,13	1,37	2,37
4,0	0,5	2,68	0,87	1,51	7,0	0,5	4,88	1,62	2,80
4,5	0,5	3,00	1,00	1,73	8,0	1,0	5,25	1,75	3,04

В ответственных случаях необходимо определить изгибающие напряжения σ, рассматривая клин как балку на двух опорах с расчетной длиной $b_{\text{п}}+0{,}5b_1$ (рис. 2-17, *а*) и сосредоточенной по середине длины нагрузкой.

$$\sigma=\frac{3}{2}m_{\text{Cu}\,n}\left(\frac{2\pi n_{\text{исп}}}{60}\right)^2\cdot\frac{D_a}{2}\cdot\frac{b_{\text{п}}+0{,}5b_1}{h^2}. \qquad (2\text{-}12)$$

Здесь масса обмотки одного паза на 1 м длины равна $m_{\text{Cu}\,n}=\frac{m_{\text{Cu}}+m_i}{Zl_N'}$, причем m_{Cu} и m_i — массы меди и изоляции

обмотки якоря, кг; Z — число пазов якоря; l'_N — активная длина проводника, м.

Напряжения при испытательной частоте вращения не должны превосходить: для серого бука при расположении волокон вдоль паза $40 \cdot 10^5$ Па, при расположении волокон поперек паза $80 \cdot 10^5$ Па, для гетинакса $160 \cdot 10^5$ Па, для текстолита $460 \cdot 10^5$ Па.

Если высота клина h близка к ширине паза $b_п$, то расчет прочности клина следует провести в предположении работы его на срез по сечению kp' (рис. 2-17, *а*). Напряжения при этом получаются (Па)

$$\sigma = m_{\text{Cu}\, n} \left(\frac{2\pi n_{\text{исп}}}{60} \right)^2 \cdot \frac{D_a}{2} \cdot \frac{1}{2h'}, \qquad (2\text{-}13)$$

где h' — расстояние (м) между точками k и p' (рис. 2-17, *а*).

Допустимыми напряжениями при этом являются: для серого бука при волокнах, расположенных вдоль паза, $20 \cdot 10^5$ Па; при расположении волокон поперек паза $40 \cdot 10^5$ Па; для гетинаксовых клиньев $100 \cdot 10^5$ Па; для текстолитовых клиньев $300 \cdot 10^5$ Па.

2-2. Сердечники якорей

В трамвайных и троллейбусных двигателях и вообще в машинах малых и средних мощностей листы (диски) сердечника якоря насаживаются на вал (рис. 2-18) напряженной посадкой и на шпонку. Кроме центрального посадочного отверстия, имеющего вырез для шпонки, в дисках делается один или несколько кольцевых рядов круглых отверстий, образующих в сердечнике якоря осевые вентиляционные каналы. В осевом направлении на валу сердечник якоря фиксируется нажимными шайбами — обмоткодержателями, выполненными из стального литья. Задний обмоткодержатель (со стороны, обратной коллектору) упирается в буртик вала, передний же имеет обычно прессовую посадку на вал (рис. 2-18, 2-26). Внутреннее и наружное кольца обмоткодержателя связаны между собой ребрами *6* (рис. 2-26).

Передний обмоткодержатель в высокоиспользованных машинах объединяют с корпусом коллектора (рис. 2-19, 4-3). Это позволяет поместить гнездо переднего подшипника частично внутри коллектора и таким образом уменьшить длину двигателя. В то же время это дает возможность выполнить посадочную поверхность большей длины и увеличить стабильность посадки коллектора. Задняя нажимная шайба в якоре (рис. 2-19) имеет защитную закраину с отверстиями для прохода воздуха, охлаждающего головки лобовых соединений обмотки.

В более крупных машинах сердечник якоря собирается на втулку, в которую запрессовывается вал. Передний обмоткодержатель удерживается гайкой (рис. 2-20, 2-21) или же прессовой посадкой.

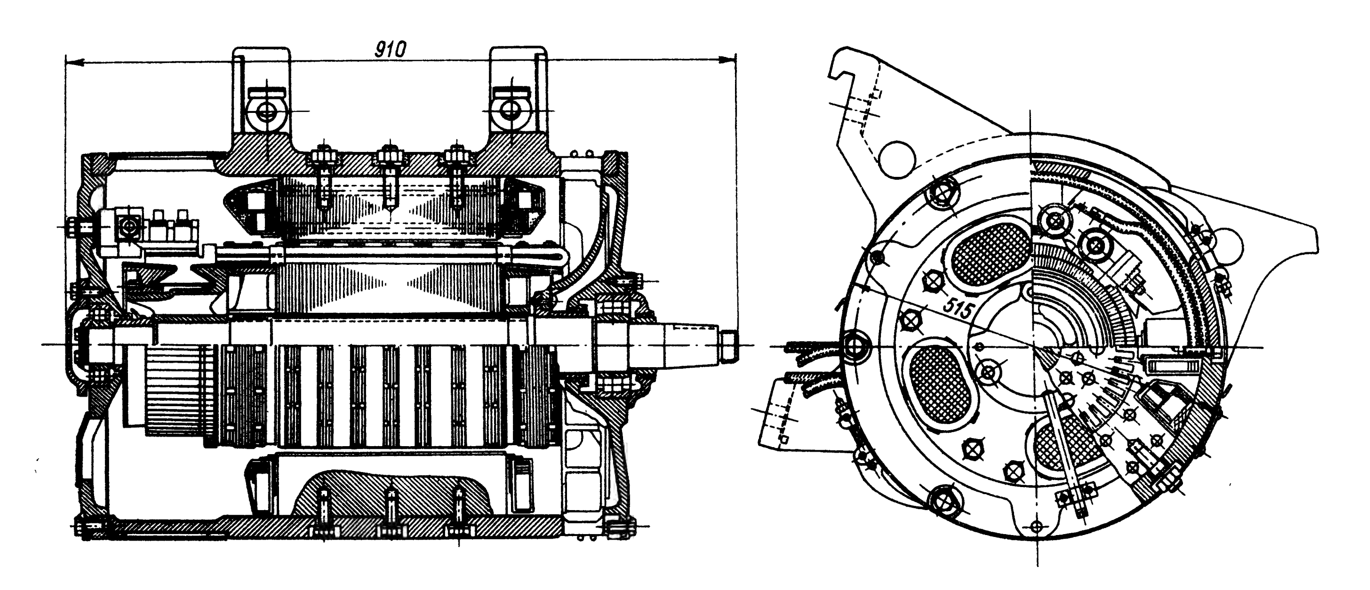


Рис. 2-18. Двигатель типа ДК-104 с независимой подвеской и посадкой сердечника якоря непосредственно на вал

Иное решение дает конструкция, в которой втулка якоря скомбинирована с передним обмоткодержателем, являющимся одновременно и коллекторной втулкой (рис. 2-22). Насадка дисков на втулку производится в этой конструкции со стороны, обратной коллектору. Задний обмоткодержатель на втулке фиксируется закладным разъемным кольцом, на которое насаживается предохранительное кольцо.

На обмоткодержателях обычно предусматриваются кольцевые канавки или пояски для размещения или приварки балансирующих грузиков.

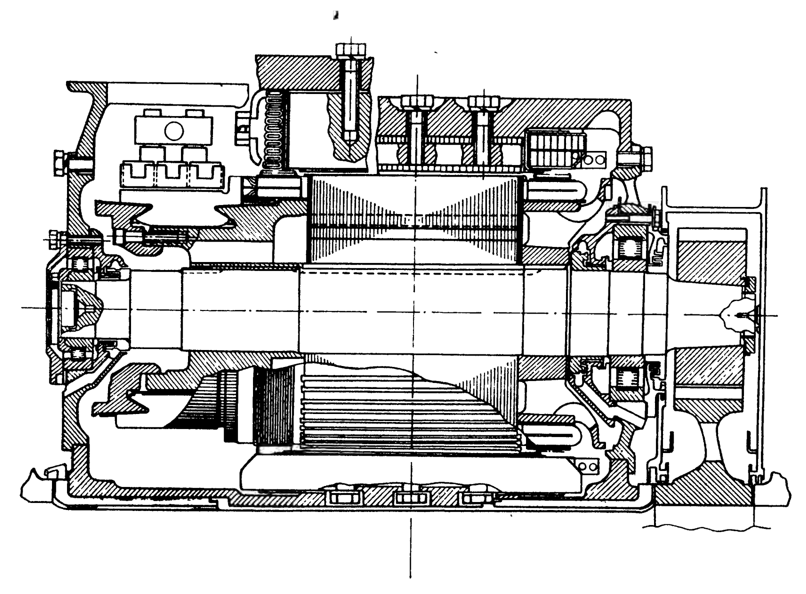


Рис. 2-19. Тяговый двигатель с посадкой сердечника якоря непосредственно на вал

В шестиполюсном двигателе целесообразно выполнять втулку якоря с ребрами (рис. 2-21, 2-23). Это позволяет уменьшить массу якоря и увеличить внутренний диаметр дисков, используемых в якорях малых машин.

Вращающий момент дизеля содержит кроме постоянной составляющей также ряд высших гармонических, которые через вал передаются на сердечник якоря тепловозного генератора. Поэтому в дополнение к обычным шпонкам сердечник имеет штифты, утопленные наполовину в ребра якорной втулки (рис. 2-23) или в ребра вала (рис. 2-24) и наполовину в листы сердечника. Роль штифтов в последнем случае выполняют стяжные шпильки сердечника. Как штифты, так и шпильки в обоих случаях пригоняются плотно, под развертку.

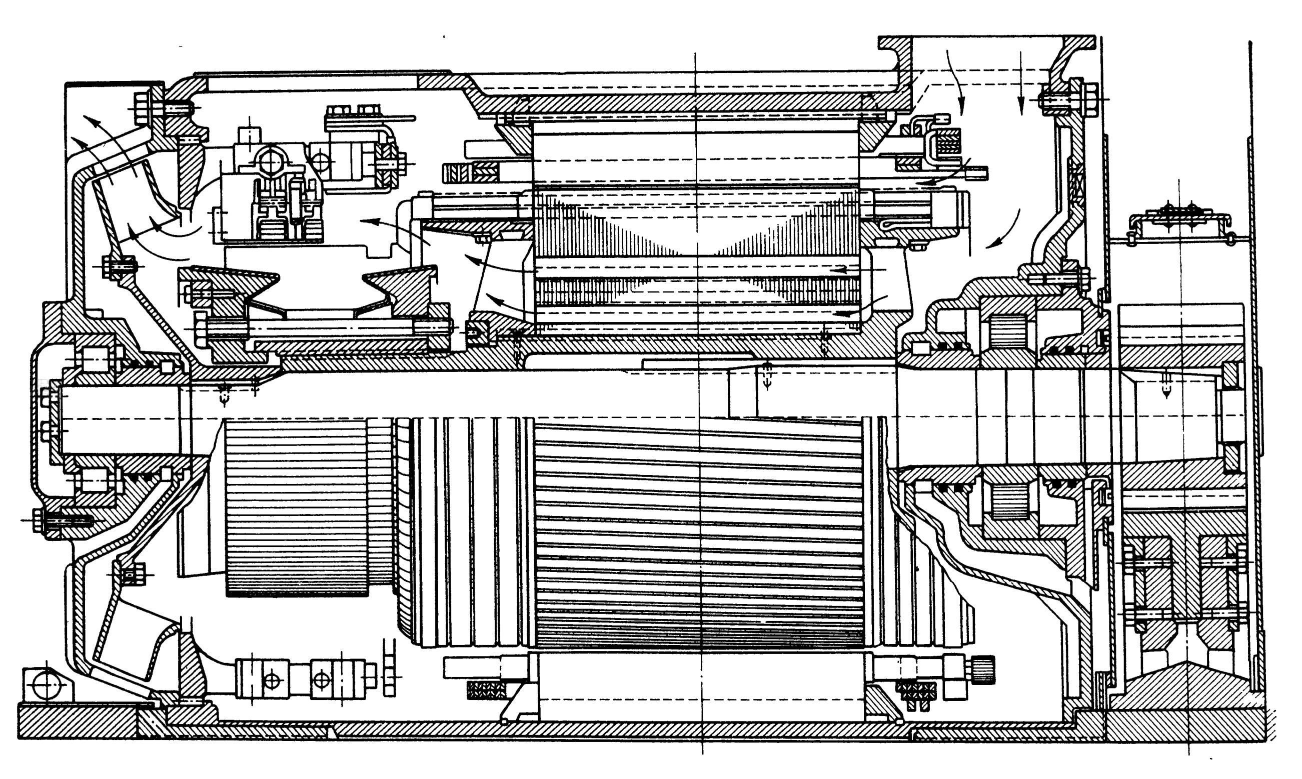


Рис. 2-20. Подвесно-осевой тяговый двигатель однофазного тока с посадкой дисков ротора на втулку

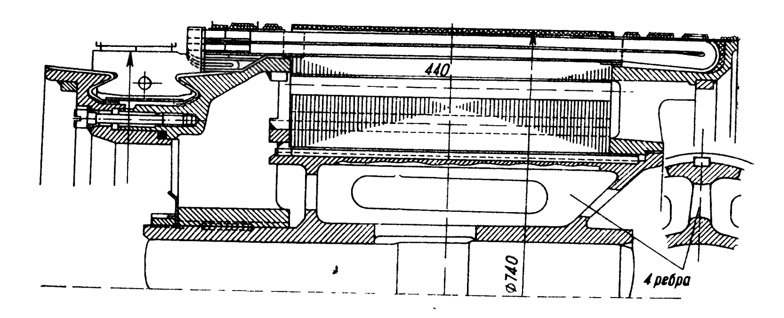


Рис. 2-21. Якорь тягового двигателя НБ-412М

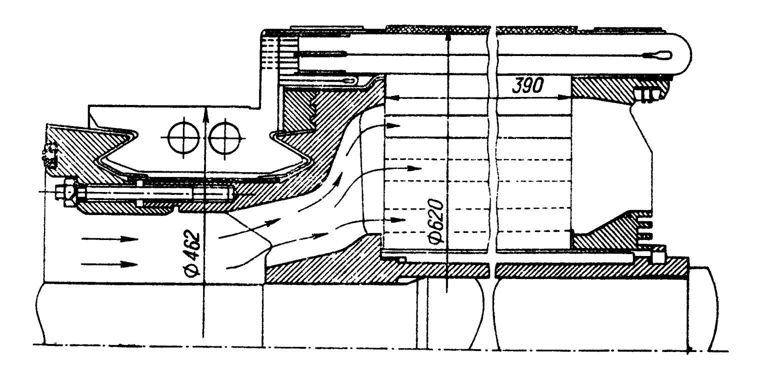


Рис. 2-22. Якорь тягового двигателя ТАО-649В1

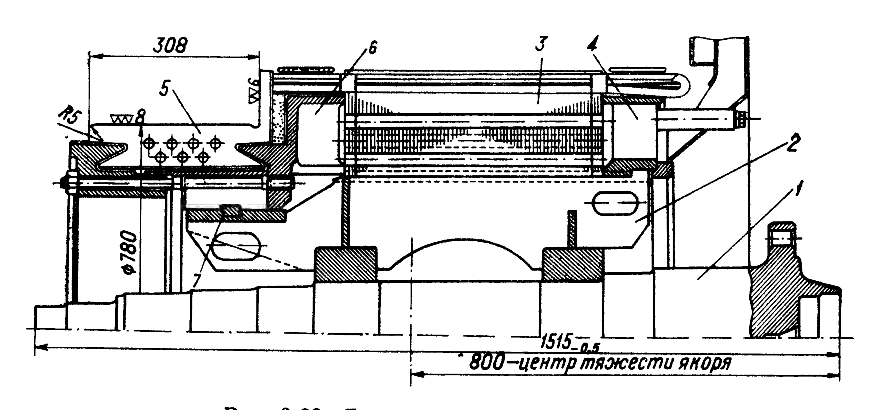


Рис. 2-23. Якорь генератора тепловоза

1 — вал; *2* — втулка якоря; *3* — сердечник якоря; *4* — задний обмоткодержатель; *5* — коллектор; *6* — передний обмоткодержатель — корпус коллектора; *7* — закладная шпонка

При числе полюсов восемь и более якорная втулка получается развитой в радиальном направлении. Для уменьшения массы она выполняется сварной (рис. 2-23). Втулка насаживается на вал без шпонки (посадка горячая). Листы сердечника якоря *3* (рис. 2-23) надеваются на втулку с напряженной посадкой. Сжатие сердечника якоря в осевом направлении осуществляется корпусом коллектора *6*, который удерживается на втулке закладными шпонками *7*. В последних исполнениях остов якоря

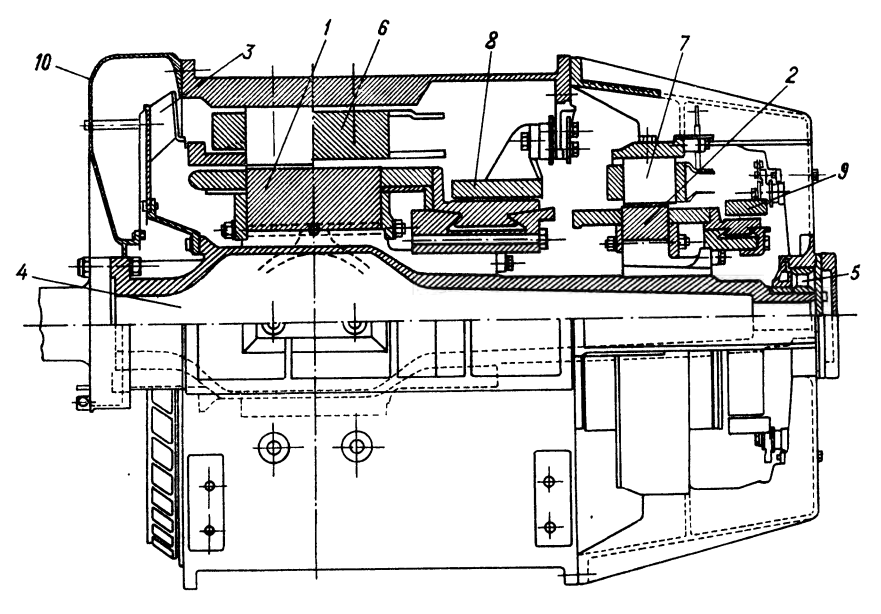


Рис. 2-24. Генератор тепловоза

1 — якорь главного генератора; *2* — якорь возбудителя; *3* — вентилятор; *4* — вал генератора; *5* — подшипник; *6* — добавочный полюс главного генератора; *7* — добавочный полюс вспомогательного генератора; *8* — щеточное устройство главного генератора; *9* — щеточное устройство вспомогательного генератора; *10* — воздухонаправляющий щит

этих генераторов выполняется без отдельного вала и задний обмоткодержатель *4* приваривается к втулке.

Если диаметр ротора превышает 1 м, то сердечник выполняется не из дисков, а из сегментов *1* (рис. 2-25). Такие сегменты собираются на втулке якоря и стягиваются шпильками *2*, затем туго забиваются встречные шпонки *3*.

На рис. 2-25 представлен якорь с радиальными вентиляционными каналами. Для таких машин, как тепловозные генераторы, работающих большую часть времени при повышенных потерях в стали сердечника якоря и сравнительно малых токах, улучшение охлаждения сердечника играет существенную роль.

Расчет посадки втулки якоря производится для условия максимального момента, передаваемого якорем. Пусть $M_{\text{макс}} = kM_{\text{н}}$,

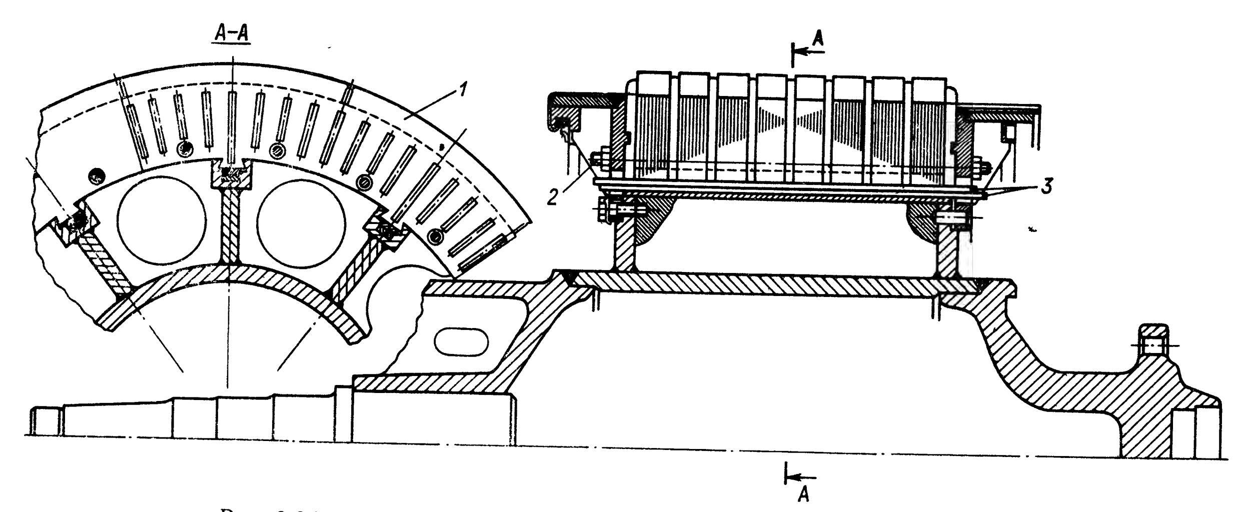


Рис. 2-25. Сердечник якоря генератора тепловоза, собранный из сегментов

где k — коэффициент запаса, принимаемый для тягового двигателя равным трем, а для генераторов — двум. Тогда требуемая сила обжатия вала втулкой (Н)

$$\sum F=\frac{2kM_{н}}{d_{в}}\cdot\frac{1}{f}. \tag{2-14}$$

Здесь: $d_{в}$ — диаметр вала в месте посадки, м; $f=0,15$ — коэффициент трения.

Растягивающая сила в одностороннем сечении втулки будет равна

$$C=\frac{\Sigma F}{2\pi}=\frac{kM_{н}}{\pi d_{в}f} \tag{2-15}$$

и напряжение

$$\sigma=C/(le).$$

Здесь l — осевая длина втулки, м; e — радиальная толщина втулки, м.

Напряжение не должно превосходить 0,6 предела текучести материала втулки с учетом допусков для принятой посадки.

2-3. Коллекторы

В современных тяговых электрических машинах коллекторные пластины изготовляются, как правило, из электролитической твердотянутой меди или из меди с присадкой кадмия или серебра. По французскому опыту достаточно 870 г серебра на тонну меди. Медь с присадкой серебра не утрачивает жесткости при протяжке при 200° С, как обычная коллекторная медь, а сохраняет ее до 300° С. Есть основание предполагать, что такая медь и в отношении искрения под щетками является более стойкой.

Изоляция между пластинами — коллекторный миканит КФШ толщиной 0,8—1,5 мм. Коллекторные пластины обрабатываются по форме ласточкина хвоста. Венец пластины толщиной 0,8—1,5 мм зажимается между двумя конусными шайбами или же опрессовывается пластмассой. При большой радиальной высоте коллекторных пластин для облегчения в них высверливаются отверстия (рис. 2-23).

Конусная шайба со стороны сердечника якоря обычно выполняется вместе с корпусом *1* (втулкой) коллектора (рис. 2-26) или же с передним обмоткодержателем (рис. 2-21, 2-23). Другая конусная шайба, с противоположной стороны, присоединяется к первой стяжным болтом *4*. От нажимных шайб пластины изолируются с помощью конусных миканитовых манжет *2* толщиной 2,0—3,0 мм. Между втулкой коллектора и внутренней поверхностью пластин ставится миканитовый изоляционный цилиндр *3*.

В корпусе коллектора выполняются каналы для прохода охлаждающего воздуха, если это требуется вентиляционной схемой машины. В коллекторах с пластмассовой изоляцией каналы находятся в центральной втулке корпуса (рис. 2-27). Наружная часть корпуса опрессовывается вместе с втулкой коллекторными пластинами и армировочными кольцами *1* пластмассой высокого механического сопротивления (марка АГ-4).

В коллекторах с таким корпусом при диаметре рабочей поверхности меньше 300 мм для вентиляционных каналов не хватает места. Это обстоятельство и наивысшие допустимые напряжения в пластмассе при испытательной скорости машины

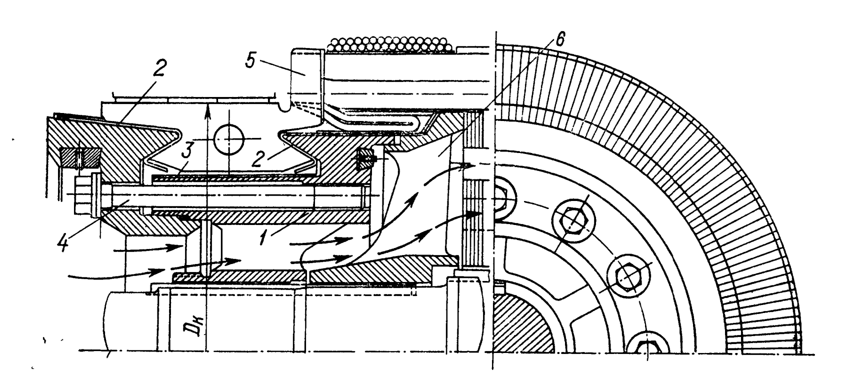


Рис. 2-26. Коллектор тепловозного тягового двигателя

определяют возможный диапазон диаметров коллекторов при осевой вентиляции машины в пределах 320—460 мм. Применение пластмассовой изоляции допустимо только при относительно коротких коллекторных пластинах.

Конструкция коллектора должна обеспечивать:

1) надежное уплотнение внутренней полости коллектора между пластинами и корпусом для защиты от попадания влаги;

2) возможность замены передней миканитовой манжеты без распайки петушков (это требование удается выдержать лишь для трамвайных двигателей).

Для присоединения обмотки якоря к коллекторным пластинам впаиваются петушки (рис. 2-28) из тонкой полосовой меди (ленточные петушки). Но чаще коллекторные пластины имеют особые придатки *5*, также называемые петушками (рис. 2-26), в прорези которых и впаиваются проводники якоря.

При большой разности в диаметрах якоря и коллектора петушковая часть припаивается к коллекторным пластинам припоем ПСр70 (рис. 2-28, *а*) или припоем МФЗ (рис. 2-28, *б*). Последние два способа используются при диаметре коллектора, близком к диаметру якоря. Во всех трех случаях медь петушков

должна быть выбрана соответствующего профиля, чтобы получился массивный коллектор.

При работе машины пластины коллектора нагреваются до более высокой температуры, чем остальные ее части. Кроме того, коэффициент линейного расширения у меди почти в полтора раза больше, чем у стали. Это приводит к появлению зна-

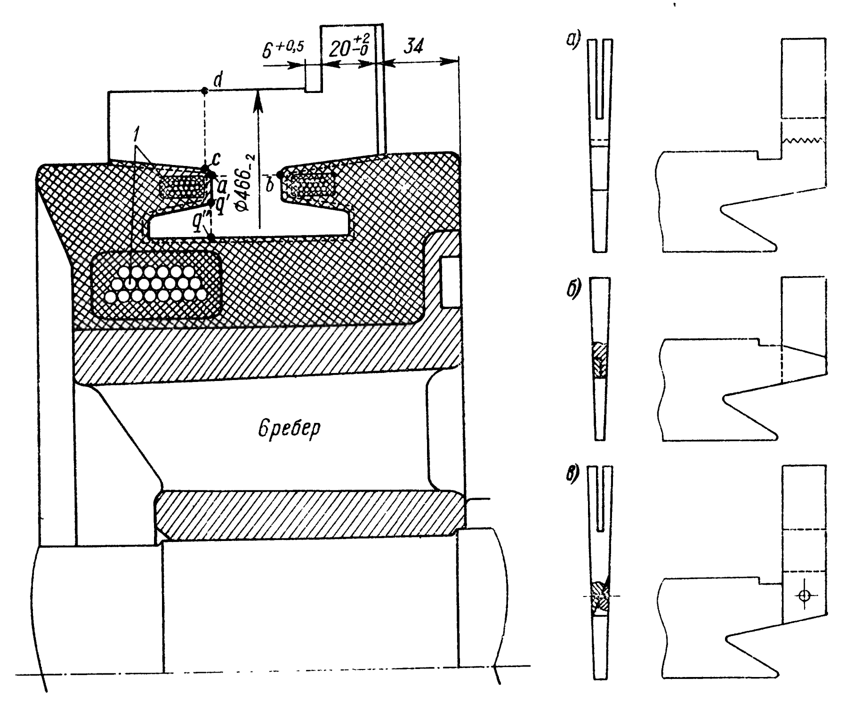


Рис. 2-27. Коллектор с пластмассовой изоляцией

Рис. 2-28. Исполнение припаянных петушков: *а* — зубчиками впритык; *б* — в прямоугольный зуб; *в* — в косой стык

чительных усилий в стяжных элементах коллектора при нагревании. Поэтому крепление пластин посредством кольцевой гайки при нагревании коллектора вызывает большие механические напряжения в пластинах.

Фиксация пластин посредством гайки (рис. 2-18) приводит при длине коллекторных пластин свыше 100—120 мм не только к высоким механическим напряжениям, но и к остаточным деформациям в ласточкиных хвостах пластин. Поэтому при коллекторных пластинах длиной свыше 120 мм предусматриваются длинные шпильки (рис. 2-23) или длинные болты (рис. 2-26). Чтобы уменьшить изгибающие напряжения в шпильках от цен-

тробежных сил посередине длины шпильки делается утолщение (рис. 2-23), которым она прилегает к корпусу коллектора.

Конструкция коллектора с креплением кольцевой гайкой и повышенной эластичностью в осевом направлении приведена на рис. 2-29. Между гайкой *1* и нажимной шайбой *3* ставится пружинное кольцо *2*, которое позволяет коллекторным пластинам

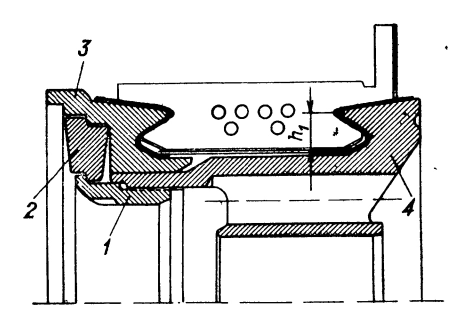


Рис. 2-29. Коллектор с пружинящим кольцом и кольцевой гайкой

удлиняться и обеспечивает передачу давления со стороны гайки на нажимную шайбу по центру тяжести поперечного ее сечения.

Во втулке *4*, выполненной обычно из поковки, сверлятся осевые вентиляционные отверстия.

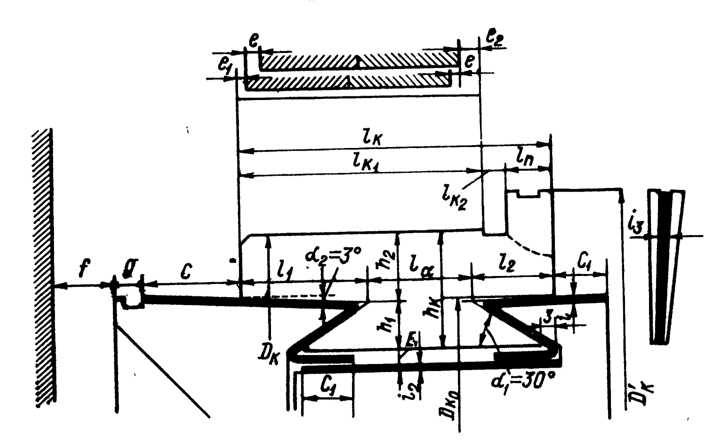


Рис. 2-30. Основные размеры коллектора и его изоляции

Размеры коллекторных пластин. В электромагнитном расчете машины определяется диаметр коллектора $D_к$ и длина его рабочей поверхности $l_{к1}$. Последняя должна быть рассчитана (рис. 2-30) с учетом расстояния между щетками, если оно имеется, с припуском $e=5 \div 8$ мм на шахматное расположение щеток по коллектору и с припуском по краям коллектора $e_1=4$ мм и $e_2=3$ мм.

Ширину выточки $l_{к2}$ следует выбирать в зависимости от значения наивысшего напряжения U цепи питания машины

$$l_{к2} = a_1 + 5 + U/300 \geqslant 8 \div 10 \text{ мм}. \qquad (2\text{-}16)$$

Здесь a_1 — односторонний осевой разбег вала, равный 0,5—0,2 мм при подшипниках качения и 1,5—2,5 мм при подшипниках скольжения.

Размер $l_п$ выбирается в случае якорей с многовитковыми секциями, равным 12—15 мм, для якорей с одновитковой секцией в крупных машинах 15—20 мм.

Ленточные петушки выполняются из полосовой меди сечением 0,8×15 или 1,0×18. Размер $l_п$ такого петушка в крупных машинах может доходить до 25 мм.

Плотность тока в сечении петушка допускается до 10 А/мм² по среднему квадратичному значению тока, а в контактной поверхности пайки с проводником обмотки якоря 0,35—0,65 А/мм² при длительном токе.

Общая длина коллекторной пластины

$$l_к = l_{к1} + l_{к2} + l_п. \qquad (2\text{-}17)$$

Общая высота коллекторной пластины $h_к$ (см) определяется из эмпирической формулы

$$h_к = 2{,}2\sqrt[4]{D_к} - 1\,. \qquad (2\text{-}18)$$

Высота выступающей части коллекторной пластины

$$h_2 = 0{,}5h_к < 2{,}0 \div 2{,}2 \text{ см}. \qquad (2\text{-}19)$$

Высота коллекторной пластины $h_к$ должна быть принята на 0,5—1,0 см бо́льшей, если общая длина коллектора $l_к$ превышает в 4—5 раз высоту, полученную по уравнению (2-18).

При стержневых обмотках диаметр $D_{к0}$ (рис. 2-30) должен быть на 3—5 мм меньше диаметра якоря по основанию паза. Глубина прорези в пластине получается особенно большой при выполнении уравнительных соединений со стороны коллектора. Однако и в этом случае прорезь не должна доходить до цилиндрической поверхности диаметра $D_{к0}$, чтобы исключить возможность замыкания между коллекторными пластинами припоем при пайке.

Обычно ласточкину хвосту придается несимметричная форма (рис. 2-30, где $l_1 > l_2$) для равномерного распределения центробежной силы.

В заключение можно указать предельные размеры коллектора $l_\alpha \geqslant 1{,}5h_1$; $3h_1 \geqslant l_1 \geqslant 1{,}8h_1$.

Если расчет прочности пластин коллектора выявляет необходимость увеличения размера h_1, то коллекторным пластинам придается форма, показанная на рис. 2-26 и 2-29. На рис. 2-30 и в табл. 2-4 приведены размеры изоляционных частей в зависимости от напряжения контактного провода, а также наимень-

шие значения расстояний от токоведущих частей коллектора до неизолированных частей.

Число и размеры стяжных болтов. У коллекторов диаметром до 250—300 мм число болтов выбирается предварительно равным числу радиальных ребер, связывающих наружный венец корпуса коллектора с его втулкой. В этих ребрах делаются отверстия с резьбой. Число ребер обычно принимается равным шести. В крупных коллекторах число болтов получается значительно больше числа ребер (рис. 2-26). Чем больше число болтов, тем меньшего диаметра они могут быть выбраны и тем меньшей радиальной толщины получится втулка. Следовательно, при заданном наружном диаметре коллектора каналы во втулке для прохождения воздуха будут иметь бóльшее сечение. Однако во избежание обрыва болтов при подтяжке диаметр их должен быть не меньше 16 мм.

Таблица 2-4

Минимальные изоляционные размеры коллектора

Напряжение, В	C, мм	C_1, мм	g, мм	f, мм	i, мм
До 230	15—25	10—15	3	10	1,5
231—470	25—35	15—25	3	10	1,5
471—800	35—45	25—35	5	15	2,0
801—1500	45—55	25—35	5	20	2,5
1501—3000	55—65	25—35	10	30	2,5

Силы сжатия, образующие так называемый арочный распор коллекторных пластин, определяются исходя из того, что при работе коллектора при наивысшей частоте вращения необходимо надлежащее сжатие изоляции между пластинами, для того чтобы лепестки слюды не могли выступать над рабочей поверхностью коллектора.

Удельное давление (Па) можно принимать, руководствуясь следующей эмпирической формулой

$$p=\left[60+5\left(\frac{n_{исп}D_к}{1000\cdot 10}\right)^{3/2}\right]\cdot 10^5. \qquad (2\text{-}20)$$

Здесь $n_{исп}$ — испытательная частота вращения коллектора, об/мин; $D_к$ — наружный диаметр коллектора, см.

Значение давления (Н) на одну боковую сторону пластины (значение арочного распора) будет равно

$$F=pS_к,$$

где p — удельное давление, найденное по формуле (2-20); $S_к=h_к l_Q$ — расчетная площадь боковой поверхности пластины (согласно рис. 2-31), м^2.

Сложив геометрически эту силу с подобной же силой, действующей на противоположную боковую грань, получаем радиально направленную силу (рис. 2-31), действующую на одну пластину

$$F_р = 2pS_к \sin\theta.$$

Здесь $\theta = 2\pi/(2K)$.

Ввиду малости угла $\theta = 2\pi/(2K)$ его синус можно заменить значением самого угла, выраженного в радианах.

Тогда

$$F_р = 2pS_к \frac{\pi}{K}. \tag{2-21}$$

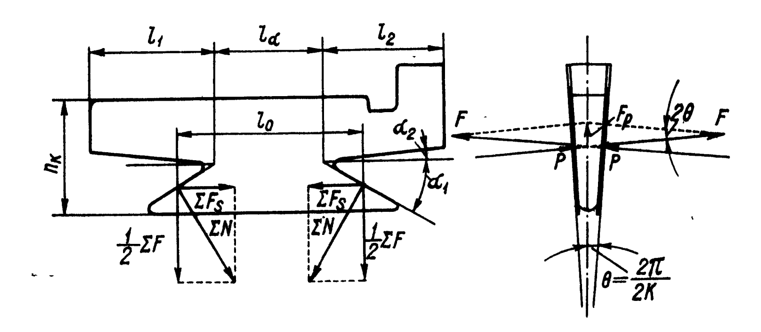


Рис. 2-31. Расчетная схема для коллектора арочного типа

Сумма радиальных сил всех K коллекторных пластин, вызванная арочным распором, равна

$$\sum F_р = KF_р = 2\pi pS_к. \tag{2-22}$$

Сумма центробежных сил коллекторных пластин и изоляции будет

$$\sum F_\omega = m_к \left(\frac{2\pi n_{исп}}{60}\right)^2 R_j. \tag{2-23}$$

Здесь $m_к$ — масса коллекторных пластин, включая изоляцию, кг; $R_j = (D_к - h_к)/2$ — радиус инерции коллекторных пластин, м.

Стяжные элементы должны обеспечивать при вращении холодного коллектора с максимальной скоростью сжатие пластин с указанным по уравнению (2-20) удельным давлением и воспринимать центробежную силу пластин, определяемую по уравнению (2-23).

При нагреве коллектора все напряжения возрастают, но ввиду того, что в тяговых машинах используются относительно короткие коллекторы, влияние нагрева можно не учитывать.

При вращении коллектора сумма радиальных сил, направленных от центра и действующих на коллекторные пластины, равна

$$\sum F = \sum F_\omega + \sum F_р. \qquad (2\text{-}24)$$

Полученная система сил должна уравновешиваться системой сил, направленных к центру. Последние создаются конусными нажимными шайбами под действием на них осевого усилия $\Sigma F_б$ стяжных болтов, которое получается равным

$$\sum F_б = 0{,}5 \sum F \operatorname{tg} \alpha_1. \qquad (2\text{-}25)$$

Это уравнение написано из условия, что геометрическая сумма осевого (вдоль оси коллектора) давления и усилия, направленного к центру, должна давать результирующую силу,

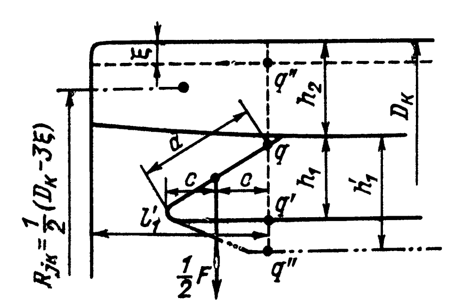


Рис. 2-32. Расчетная схема для определения напряжений в ласточкином хвосте коллекторной пластины

направленную перпендикулярно внутренней конусной поверхности манжеты.

При допущении, что все m стяжных болтов затянуты одинаково и что допустимое напряжение в болтах на растяжение равно σ (Па), диаметр (см) резьбовой или тонкой части болта получается равным

$$d_\sigma = 113 \sqrt{\frac{\Sigma F_б}{m\sigma_б}}. \qquad (2\text{-}26)$$

Материал для стяжных болтов коллектора выбирается с пределом текучести не ниже $80 \cdot 10^7$ Па. Напряжения на растяжение в них допускаются до 0,6 предела текучести материала.

Напряжения в ласточкиных хвостах коллекторных пластин. Уголок хвоста для упрощения рассматривается как балка, заделанная в сечении qq' (рис. 2-32) и нагруженная сосредоточенной силой $\frac{1}{2} \cdot \frac{\Sigma F}{K}$.

Толщина пластины в средней части хвоста равна b_1. Значение напряжения (Па) от наибольших растягивающих и сжимающих сил составляет (если размеры пластин — в метрах)

$$\sigma_{qq'} = \frac{\Sigma F}{2K} C \frac{6}{b_1 h_1^2} = \frac{3 \Sigma F C}{K b_1 h_1^2}. \qquad (2\text{-}27)$$

В предложенной схеме не учитываются силы арочного распора, действующие со стороны соседних коллекторных пластин, которые уменьшают получающиеся по формуле (2-27) напряжения. Уменьшение особенно заметно при малом числе коллекторных пластин, т. е. для коллекторов небольшого диаметра, поэтому бо́льшие значения допускаемых напряжений относятся к коллекторам с диаметром до 400 мм.

Консольная часть пластины рассчитывается для случая изношенного коллектора. Значение наибольшего радиального износа принимается равным половине h_2, и подсчитывается центробежная сила $F_{\omega к}$ (Н) этой части пластины при испытательной скорости вращения:

$$F_{\omega к} = m_{к.\,к} \left(\frac{2\pi n_{исп}}{60} \right)^2 R_{jк}. \quad (2\text{-}28)$$

Здесь $m_{к.к}$ — масса консольной части в изношенном состоянии, кг; $R_{jк}$ — радиус инерции консольной части, м (рис. 2-32).

Удельное давление арочного распора p определяется по уравнению (2-20).

Радиальная сила, действующая на консоль со стороны соседних коллекторных пластин, определяется по формуле (2-21) для боковой поверхности консоли $S_{к.к}$

$$F_{к.\,к} = 2pS_{к.\,к} \frac{\pi}{K}.$$

Наибольшее напряжение изгиба будет в сечении qq''. Если рассматривать консольную часть пластины как балку с равномерно распределенной общей нагрузкой $F_{\omega к} + F_{к.к}$ и принять среднюю толщину консольной части пластины равной $b_к$ и высоту сечения $h_2 - \varepsilon$, то наибольшие растягивающие и сжимающие напряжения в сечении qq'' будут

$$\sigma = \frac{3}{2} \cdot \frac{l_1' \left(F_{\omega к} + F_{к.\,к} \right)}{b_к (h_2 - \varepsilon)^2}. \quad (2\text{-}29)$$

Эти напряжения не должны превосходить $1200 \cdot 10^5$ Па.

В рассмотренной схеме не учтено уменьшение арочного распора, вызываемого изгибом консоли. Благодаря этому расчет дает несколько заниженное значение напряжения.

Напряжение сжатия в миканитовых манжетах, отнесенное на 1 м^2 площади S прилегания манжеты к конусу с углом α_1, подсчитывается по формуле

$$\sigma = \frac{\Sigma F}{2Kab_1 \cos \alpha_1}. \quad (2\text{-}30)$$

Оно не должно превосходить $400 \cdot 10^5$ Па.

Напряжения в коллекторных пластинах коллекторов с корпусами, выполненными из пластмасс, следует определять в сечениях ab, $q'q''$ и cd (рис. 2-27). На коллекторную пластину

в сечении ab действует центробежная сила самой пластины и одного слоя ее изоляции F_ω, а также радиально действующая сила арочного распора $F_р$. Обе эти силы рассчитываются без учета ласточкина хвоста, т. е. для части пластины выше линии ab.

Сумма их

$$F_{ав} = F_\omega + F_р = m_{кj}\left(\frac{2\pi n_{исп}}{60}\right)^2 R_j + 2pS_к \frac{\pi}{k}. \qquad (2\text{-}31)$$

Здесь обозначения те же, что и в предыдущих формулах.

Напряжения не должны превосходить $1200 \cdot 10^5$ Па. Напряжения в сечениях $q'q''$ и cd подсчитываются, как и в предыдущем случае.

Временное сопротивление для меди марки МТ $(30 \div 35)$ 10^7 Па, а предел текучести $24 \cdot 10^7$ Па.

Армированные кольца рассчитываются на сумму центробежных сил и сил арочного распора по формулам (2-22) и (2-23), т. е.

$$\sigma_а = \frac{\Sigma F_\omega + \Sigma F_p}{4\pi w q}, \qquad (2\text{-}32)$$

где w — число витков проволоки одного кольца; q — сечение одной проволоки кольца, м^2.

Напряжения не должны превосходить 0,6 временного сопротивления проволоки. Используется обычно стальная бандажная проволока.

2-4. Короткозамкнутые обмотки и катушки роторов

К короткозамкнутым обмоткам относятся: 1) беличья клетка, простая и двойная, ротора асинхронной машины; 2) успокоительная (демпферная) или пусковая обмотка, размещенная на явно выраженных полюсах ротора синхронной машины.

Материалами для таких обмоток служат обычно медь, бронза или алюминий в зависимости от мощности и необходимых характеристик двигателей.

Алюминий в качестве материала для беличьих клеток используется для асинхронных двигателей мощностью до 200 кВт. В этом случае стержни и кольца получаются заливкой собранного сердечника ротора расплавленным алюминием. Заодно с короткозамыкающими кольцами отливаются радиальные лопатки *1* (рис. 4-27) вентилятора.

В роторах более крупных машин соединение стержней и короткозамыкающих колец производится или пайкой их твердым припоем в отверстиях короткозамыкающих колец — при стержнях круглой и бутылочной формы сечения (рис. 2-33, *а*, *б*, *г*), или же приваркой стержней к кольцам — при стержнях прямоугольного сечения (рис. 2-33, *в* и *г*).

В роторе с двумя беличьими клетками рационально каждую из них замыкать на отдельное короткозамыкающее кольцо (рис. 2-33, *г*).

Наружную (пусковую) клетку выполняют с таким расчетом, чтобы толщина кольца была не меньше диаметра стержня. Наружный диаметр короткозамыкающих колец $D_{ко}$ или диаметр их бандажей $D'_{ко}$ (рис. 2-33) должен быть на 2—3 см меньше диаметра расточки статора. Нажимные шайбы сердечника ротора обычно имеют приливы, служащие для крепления к ним вентиляторов. В крупных машинах нажимные шайбы выполняются с добавочными кольцами для размещения в них балансирующих грузов.

В двухполюсных, а иногда и в четырехполюсных, мощных асинхронных машинах принимают меры против деформации ко-

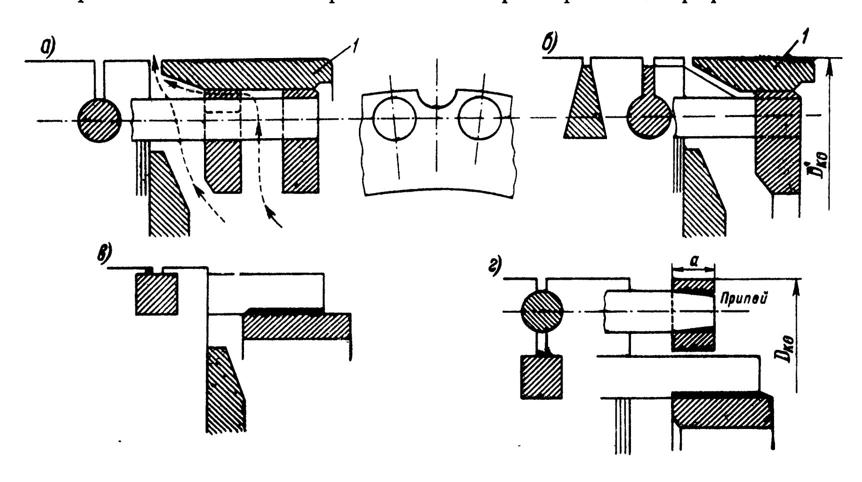


Рис. 2-33. Конструкция короткозамкнутых обмоток: *а* и *б* — со стальными бандажными кольцами; *в* — с приваркой стержней к короткозамыкающим кольцам; *г* — двойная «беличья клетка»

роткозамыкающих колец, происходящей при их нагреве во время пуска, а также под действием центробежных сил, для чего на короткозамыкающие кольца надеваются стальные бандажные кольца *1* (рис. 2-33, *а* и *б*).

Успокоительная обмотка, располагаемая на полюсах, представляет собой участки обычной беличьей клетки в пределах одного полюса. В этом случае вместо колец получаются отдельные сегменты, которым придается очертание полюсного наконечника.

В дизель-генераторах такая короткозамкнутая обмотка используется лишь как успокоительная. В подобных машинах стержни обмотки можно впаивать в сегменты *1*, расположенные в непосредственной близости от сердечника полюса (рис. 2-34).

В пусковых обмотках синхронных машин отдельные сегменты *1* соединяются в общую (в электрическом отношении)

кольцевую систему. Надежнее всего это осуществлять путем соединения удлиненных сегментов отдельных полюсов посредством гибких междуполюсных перемычек *2* (рис. 2-35). Материалом для демпферных обмоток служит медь, для пусковых обмоток — латунь и бронза.

Крепление полюсов к ободу ротора производится болтами, шпильками (рис. 2-34) или же при помощи Т-образных полюсных хвостов *4* (рис. 2-35), заклиниваемых каждый двумя па-

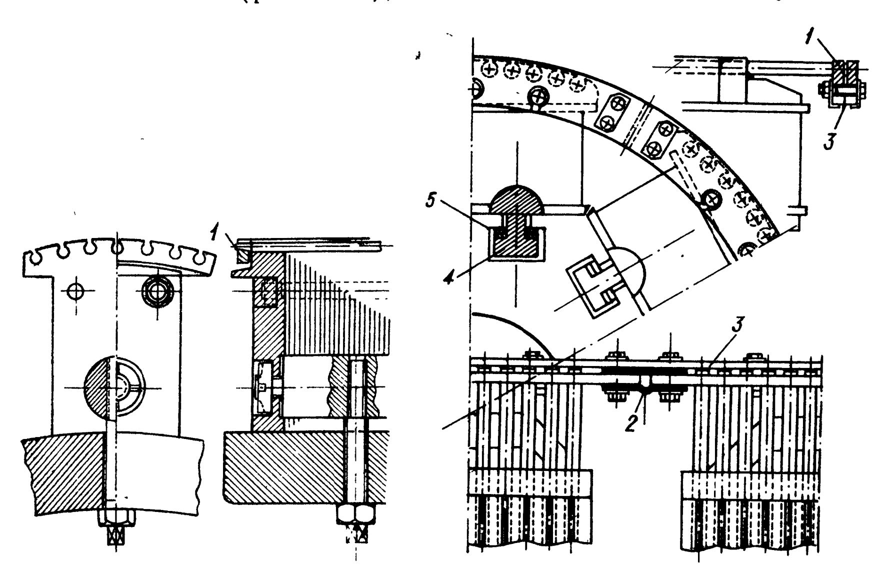


Рис. 2-34. Полюс, закрепленный шпильками

Рис. 2-35. Полюс, закрепленный Т-образными хвостами

рами встречных стальных шпонок *5* прямоугольного сечения. Соприкасающиеся грани шпонок имеют уклон 1 : 200.

При расчете болтов и хвостов полюса принимается во внимание центробежная сила полюса и катушек возбуждения (Н), значение которой равно

$$\sum F_\omega = m\left(\frac{2\pi n_{\text{исп}}}{60}\right)^2 \cdot \frac{D}{2} = 5{,}5 m D n_{\text{исп}}^2 \cdot 10^{-3}, \qquad (2\text{-}33)$$

где m — масса полюса и катушки, кг; D — диаметр расположения центра тяжести полюсов, м.

Растягивающее напряжение в болтах полюса σ определяется по удвоенной центробежной силе, расчетному сечению болта $S_б$ и числу болтов $n_б$:

$$\sigma = \frac{2\Sigma F_\omega}{n_б S_б}. \qquad (2\text{-}34)$$

Расчетное сечение болта принимается по внутреннему диаметру резьбы болта. Болтов должно быть не меньше двух. Полученное по формуле (2-34) напряжение не должно превосходить 0,7 предела текучести для материала болта.

Проволочные катушки. Катушки полюсов выполняются из круглого, реже прямоугольного, медного провода марки ПБД и ПСД. Катушка получается многовитковой с большим числом слоев.

Для обеспечения неизменной формы катушки наматываются на каркас, выполняемый из листовой стали толщиной 1—1,5 мм (рис. 2-36). Каркас изолируется несколькими слоями электрокартона или стеклоткани толщиной 0,2—0,3 мм в зависимости от класса изоляции машины. Обычно катушкам со стороны, обратной наконечнику полюса, придается суживающаяся форма. Выводы из катушек делаются посредством медных полос.

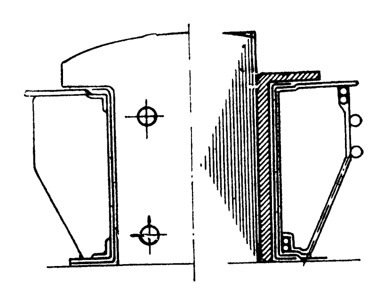


Рис. 2-36. Проволочная катушка полюса

Катушки из полосовой меди крупных машин выполняются из шинного провода с загибом полосы на узкое ребро. Для того чтобы придать катушкам суживающуюся форму, облегчающую их постановку на ротор, боковые грани катушек в машинах, имеющих малое число полюсов (6 или 8), фрезеруются. Минимальное расстояние между соседними катушками должно быть около 5—8 мм.

Междувитковая изоляция осуществляется нежелезистым асбестом толщиной 0,2 мм, наклеиваемым шеллачным или глифталевым лаком в два слоя, вперекрытие. Для учета лаковой пленки следует к толщине изоляции прибавить по 0,1 мм. Катушка опрессовывается в горячем состоянии, благодаря чему она превращается в монолитное целое.

Полосовые катушки изготовляются без каркасов и насаживаются на полюс, сердечник которого оклеен изоляцией. Общая односторонняя толщина изоляции получается 2,0—2,7 мм. Расстояние до меди катушек следует принимать равным 3—3,5 мм (бóльший размер относится к более длинным катушкам).

Со стороны ротора на полюс надевается шайба *1* (рис. 2-37, *а*) толщиной 10—12 мм из гетинакса или стеклотекстолита. Для того чтобы предупредить перемещение катушки под действием ее веса, под шайбой размещаются пружины *2*, которые отжимают катушку наружу с силой, превосходящей в 1,5 раза вес катушки. Для предохранения шайбы *1* между нею и пружинами ставится стальная шайба *3* толщиной 2—3 мм.

При вращении машины витки катушки обмотки возбуждения испытывают воздействие центробежной силы. Сила, действующая на активную часть витка, имеет составляющую, направленную перпендикулярно оси полюса. Эти силы вызывают большие механические напряжения в витках и могут привести к деформации катушек. Для предупреждения явлений такого рода между катушками устанавливаются междуполюсные распорки, одна или несколько в зависимости от длины полюса. Крепление распорок производится посредством винтов (рис. 2-37, *б*), пронизывающих распорку и притягивающих ее к телу ротора в ра-

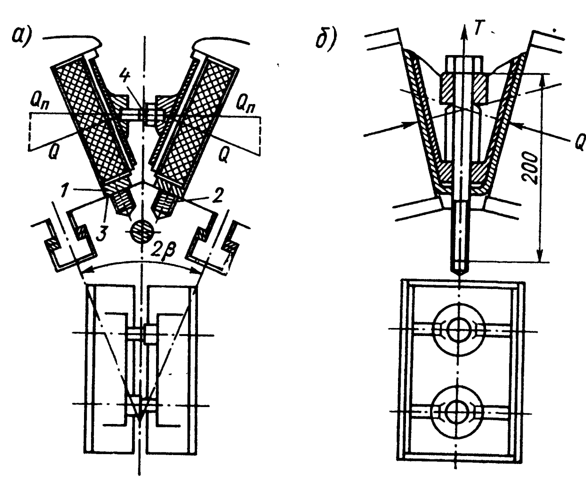


Рис. 2-37. Крепление междуполюсных распорок: *а* — распорка, расклиненная винтовыми шпильками; *б* — распорка, притянутая болтами к сердечнику ротора

диальном направлении. При тесном расположении полюсов распорки устанавливаются так, чтобы их стенки упирались в наконечники полюсов (рис. 2-37, *а*). Распорки этого рода расклиниваются винтовыми шпильками *4*.

2-5. Контактные кольца

Контактные кольца асинхронных двигателей с фазным ротором современного исполнения, синхронных расщепителей фаз или синхронных двигателей обычно располагаются между подшипником и сердечником ротора. Число контактных колец определяется схемой обмотки машины. Материалом для колец обычно является сталь. Контактные кольца крупных синхронных машин в одноагрегатном исполнении с другой машиной нередко выносятся за подшипниковый щит.

Наиболее простое исполнение контактных колец показано на рис. 2-38. Три кольца *1* насажены на общую втулку — буксу *2*. Изоляцией между кольцами и втулкой служит напрессованный на нее миканит. Друг от друга кольца изолируются миканитовыми, гетинаксовыми или текстолитовыми шайбами *3*. Для

предупреждения образования проводящих мостиков из пыли, возникающей вследствие износа щеток и колец, изоляционные шайбы имеют диаметр больше наружного диаметра кольца. Ширина кольца b выбирается исходя из размеров щетки и значения осевой игры вала. Если осевая игра ротора равна $\pm a$,

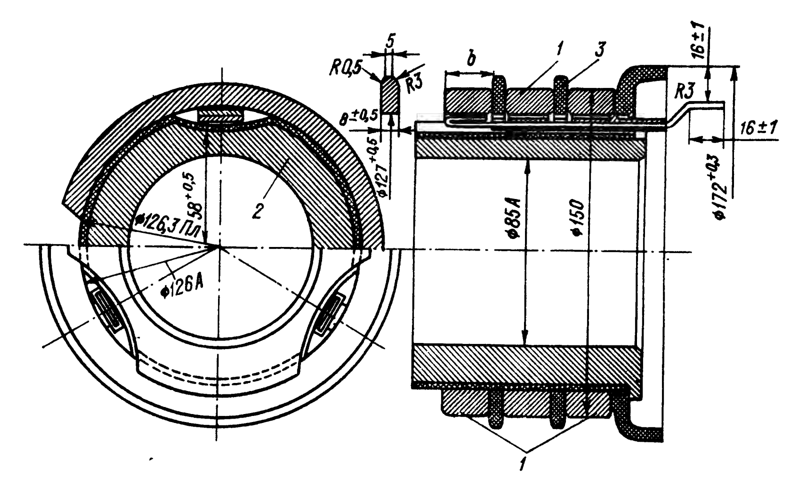


Рис. 2-38. Контактные кольца асинхронного двигателя

длина щетки в осевом направлении равна l, то ширина контактного кольца (мм) должна быть равна

$$b = l + 2a + 6. \qquad (2\text{-}35)$$

Каждое кольцо имеет изолированный вывод для соединения с обмоткой ротора. Обычно это латунная полоска (рис. 2-38) или же медная шпилька с нарезкой на обоих концах (рис. 2-39).

На износ колец следует предусмотреть радиальный размер

$$\varepsilon = \sqrt[4]{D}, \qquad (2\text{-}36)$$

где D — наружный диаметр кольца, см.

На рис. 2-39 показана конструкция контактных колец синхронного двигателя, посадка которых на вал осуществляется посредством стальной буксы. Стальные контактные кольца *1* насаживаются на буксу *2* нагретыми до 300 °С. Наружный диаметр колец и посадочная поверхность несущей буксы обрабатываются с одной установки.

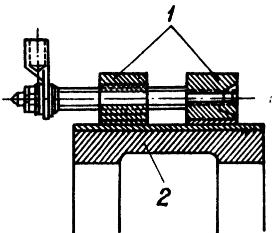


Рис. 2-39. Контактные кольца синхронного двигателя

В рассмотренных конструкциях обмотки ротора с выводными шпильками колец соединяются полосовой медью. Плотность тока в последних можно принять равной 6—10 А/мм².

ГЛАВА ТРЕТЬЯ

ВАЛЫ И ПОДШИПНИКИ

3-1. Форма вала и ориентировочное определение его размеров

А. Форма вала

Для придания валу наибольшей прочности все переходы его должны быть плавными, т. е. следует избегать кольцевых выточек, применяемых в общем электромашиностроении для облегчения операции шлифовки цилиндрических поверхностей. По

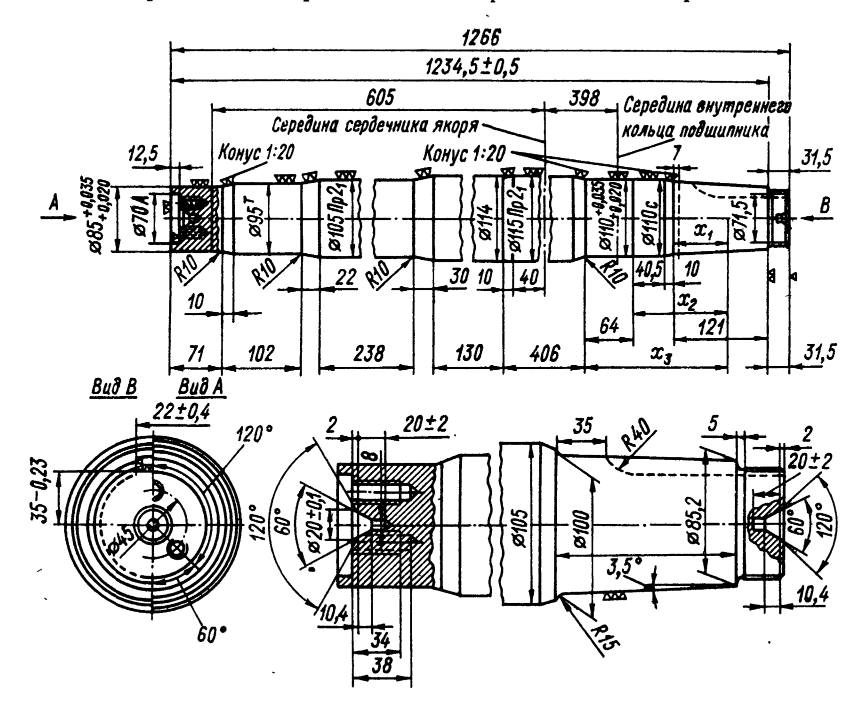


Рис. 3-1. Вал двигателя ДПИ-150

возможности надо применять бесшпоночные посадки деталей. Если же установка шпонок является обязательной, то фрезеровку пазов для шпонок следует производить не торцевой фрезой, а дисковой.

Типичная форма вала опорно-осевого двигателя показана на рис. 3-1 (вал двигателя ДПИ-150 мощностью 180 кВт при частоте вращения 725 об/мин). Он не имеет ни кольцевых выточек, ни буртиков, ни шпонок для втулки якоря. Шпоночная канавка для шестерни на конце вала сделана дисковой фрезой диаметром 80 мм.

Свободный конец вала тягового двигателя выполняется коническим с конусностью в границах 7—10°. Насаженное на конус малое зубчатое колесо закрепляется одним из способов, приведенных на рис. 3-2. Крепление кольцевой гайкой *1* применяется в малых двигателях, обычно трамвайных, шайбой *2* — в крупных электровозных.

Для предотвращения самоотвертывания гайки *1* под нее подкладывается стаканчик *4*, входящий небольшим выступом *5* в шпоночный паз малого зубчатого колеса, и отбортовывается на прорези гайки *2*. Винтовая гайка *3* предохраняется от самоотвертывания пружинной шайбой *7*. Болты *8* (рис. 3-2, *б*) фиксируются общей для всех болтов пластиной *9*, отгибаемой на грани головок болтов.

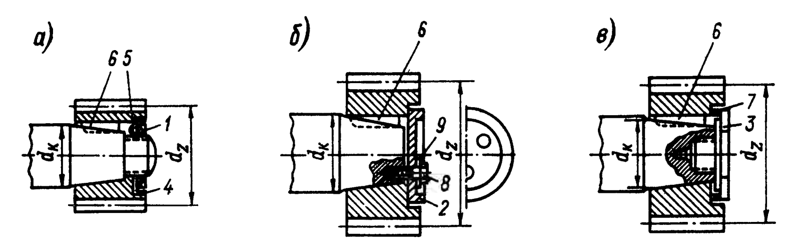


Рис. 3-2. Способы крепления малого зубчатого колеса на конце вала двигателя: *а* — крепление кольцевой гайкой; *б* — крепление шайбой и винтами; *в* — крепление винтом

Для фиксации положения зубчатого колеса на валу предусматривается шпонка *6*. При правильной термической посадке зубчатого колеса на вал передача вращающего момента происходит за счет силы трения без участия шпонки.

Крупные опорно-рамные тяговые двигатели при одномоторном приводе соединенных зубчатой передачей движущих осей выполняются или с пустотелыми литыми валами (подобно тем, что применяются в тепловозных генераторах — рис. 2-24), или же с валами составными. В двигателе ТАО-646 (рис. 11-6) фирмы «Альстом» вал имеет форму бочки и является одновременно корпусом коллектора и передним обмоткодержателем. Помимо большого выигрыша в массе якоря, такая конструкция центральной части вала придает повышенную жесткость коллектору.

Б. Ориентировочное определение размеров вала

Уже при проведении электрического расчета машины необходимо определить основные размеры вала, так как исходя из них рассчитываются размеры сечения воздушных каналов в сердечнике якоря, в коллекторной втулке и нажимных шайбах.

Диаметр вала (см) под сердечником якоря или втулкой, несущей сердечник, может быть определен по формуле:

при односторонней передаче

$$d_{в}=(16\div 20)\sqrt[3]{\frac{P_{н}}{n_{н}}};\qquad(3\text{-}1)$$

при двусторонней передаче

$$d_{в}=(16\div 20)\sqrt[3]{\frac{1{,}25P_{н}}{2n_{н}}}.\qquad(3\text{-}2)$$

Здесь $P_{н}$ — часовая мощность, кВт; $n_{н}$ — частота вращения при часовой мощности, об/мин.

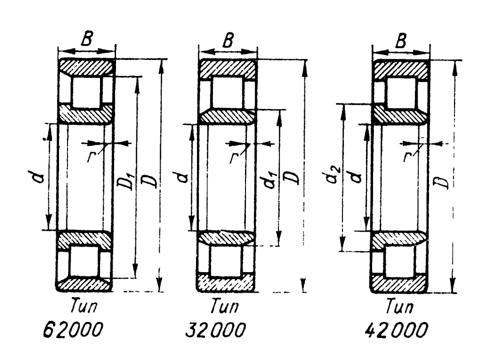


Рис. 3-3. Роликоподшипники, применяемые в тяговых машинах

При ориентировочном, предварительном определении диаметра конца вала (см) для посадки малого зубчатого колеса расчет производится по напряжению скручивания τ.

$$d_{k}=100\sqrt[3]{5M_{н}/\tau}.\qquad(3\text{-}3)$$

Здесь $M_{н}$ — номинальный вращающий момент, Н·м; при k рабочих концов вала двигателя

$$M_{н}=9{,}55\frac{P_{н}}{kn_{н}}\cdot 10^{3},\qquad(3\text{-}4)$$

а допустимое напряжение на скручивание $\tau=(80\div 120)\cdot 10^{5}$ Па. При двусторонней передаче допускаются меньшие напряжения.

Диаметр шейки вала $d_{В}$ со стороны привода при односторонней передаче и роликоподшипниках обычно выбирается в пределах

$$d_{В}=(1{,}1\div 1{,}35)\,d_{к}.\qquad(3\text{-}5)$$

Меньший коэффициент перед $d_{к}$ принимается в случае больших двигателей.

Диаметр шейки вала со стороны коллектора

$$d_{А}=(0{,}7\div 0{,}75)\,d_{В}.\qquad(3\text{-}6)$$

Полученные значения диаметров $d_В$ и $d_А$ должны быть согласованы с диаметрами стандартных подшипников (рис. 3-3 и табл. 3-1).

Таблица 3-1

Размеры роликоподшипников (в мм)

d	Средняя серия					Тяжелая серия				
	D	B	r	D_1	d_1	D	B	r	D_1	d_1
30	72	19	2	42	46,5	90	23	2,5	45	50,5
35	80	21	2,5	46,2	50,8	100	25	2,5	53	59
40	90	23	2,5	53,5	57,8	110	27	3	58	64,8
45	100	25	2,5	58,5	62,9	120	29	3	64,5	71,8
50	110	27	3	65	70,2	130	31	3,5	70,8	78,8
55	120	29	3	70,5	76	140	33	3,5	77,2	85,2
60	130	31	3,5	77	81,6	150	35	3,5	83	91
65	140	33	3,5	83,5	91	160	37	3,5	89,3	97,6
70	150	35	3,5	90	97	180	42	4	100	107,4
75	160	37	3,5	95,5	102,2	190	45	4	104,5	115
80	170	39	3,5	103	111	200	48	4	110	119,5
85	180	41	4	108	114,5	210	52	5	113	125
90	190	43	4	115	124	225	54	5	123,5	137
95	200	45	4	121,5	130	240	55	5	133,5	145,5
100	215	47	4	129,5	137,8	250	58	5	139	153,5
105	225	49	4	135	147	260	60	5	144,5	159,5
110	240	50	4	143	154	280	65	5	155	171
120	260	55	4	154	168,5	310	72	6	170	188
130	280	58	5	167	180,8	340	78	6	185	210
140	300	62	5	180	194,3	360	82	6	198	219
150	320	65	5	193	210	380	85	6	213	234
160	340	68	5	208	225					
170	360	72	5	220	238					
180	380	75	5	230	249					

При двусторонней зубчатой передаче

$$d_А = d_В = (1,1 \div 1,2)\, d_к. \qquad (3\text{-}7)$$

3-2. Одностороннее магнитное притяжение

Сила одностороннего магнитного притяжения якоря в электрических машинах в основном появляется в результате эксцентричного положения якоря относительно полюсов или расточки статора. Она вызывается неравенством значений индукции в зазоре машины на диаметрально противоположных участках поверхности ее якоря. Начальное значение F_0 этой силы (Н), направленной в сторону наименьшего зазора, определяется из выражения

$$F_0 = (4,5 \div 3,0) \cdot 10^5 \cdot D_a l_a \frac{1}{\delta} e_0 = K_0 e_0, \qquad (3\text{-}8)$$

где D_a — диаметр якоря, м; l_a — активная длина якоря, м; e_0 — эксцентриситет положения якоря, м; δ — значение зазора, м.

Бо́льший коэффициент относится к машинам постоянного тока, меньший — к машинам переменного тока. У машин постоянного тока коэффициент полюсного перекрытия α обычно больше, чем у машин переменного тока. Указанные коэффициенты соответствуют индукции в зазоре $B_\delta=0{,}75$ Т, при которой сила F_0 достигает наибольшего значения.

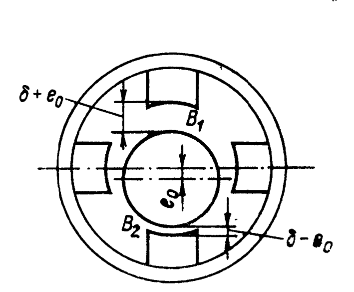


Рис. 3-4. К расчету одностороннего магнитного притяжения

Рис. 3-5. График для нахождения установившегося прогиба вала

Действительно, исходя из выражения для подъемной силы электромагнита (Н)

$$F=4\cdot 10^5 B^2 S \tag{3-9}$$

(здесь B — в Т, а S — в м²), можем сказать, что при двух противолежащих по диаметру полюсах (рис. 3-4) сила одностороннего магнитного притяжения якоря будет равна разности сил притяжении якоря этими полюсами, т. е.

$$F=4\cdot 10^5\cdot S\left[B_2^2-B_1^2\right]=4\cdot 10^5 S\left(B_2-B_1\right)\left(B_2+B_1\right). \tag{3-10}$$

В этом выражении B_2 и B_1 — индукция под соответствующими полюсами. Так как намагничивающая сила (н. с.) всех полюсов одинакова, можно написать следующие приближенные равенства:

$$B_2(\delta-e_0)=B_1(\delta+e_0)=B\delta. \tag{3-11}$$

Здесь B — индукция под полюсами при центральном положении якоря. Из уравнения (3-11) получаем

$$B_2=\frac{B}{\delta-e_0}\delta;\quad B_1=\frac{B}{\delta+e_0}\delta.$$

Проводя подстановку этих значений индукции в (3-10), получаем

$$F=4\cdot 10^5 S\left(\frac{B\delta}{\delta-e_0}-\frac{B\delta}{\delta+e_0}\right)\left(\frac{B\delta}{\delta-e_0}+\frac{B\delta}{\delta+e_0}\right)=$$

$$=4\cdot 10^5 SB^2\frac{\delta(\delta+e_0)-\delta(\delta-e_0)}{\delta^2-e_0^2}\cdot\frac{\delta(\delta+e_0)+\delta(\delta-e_0)}{\delta^2-e_0^2}\,.$$

Величиной e_0^2 в знаменателе полученного выражения можно пренебречь, и тогда получаем (Н)

$$F=16\cdot 10^5 SB^2\frac{e_0}{\delta}\,. \qquad (3\text{-}12)$$

Подставив значение $B=0{,}75$ Т в (3-12), приняв $S=\pi D_a l_a/(2p)$ и учтя по закону косинуса изменение зазора под полюсами, получаем окончательное выражение (3-8) для начального значения силы одностороннего магнитного притяжения.

Под действием этой силы вал будет прогибаться. Так как сила пропорциональна значению эксцентриситета, а он возрастает на значение прогиба вала, то сила при этом тоже будет увеличиваться. Но при прогибе вала возникает сила упругого сопротивления

$$F_f=Kf_\delta.$$

Жесткость вала для этого случая может быть определена по формуле (3-18); f_δ — деформация вала.

На рис. 3-5 сила одностороннего магнитного притяжения в зависимости от прогиба вала представлена линией *1*, а сила упругого сопротивления вала — линией *2*. Конечное значение деформации вала f_δ определяется состоянием равновесия, когда возрастающая сила упругости будет равна конечному значению силы одностороннего магнитного притяжения, т. е. когда

$$K_0(e_0+f_\delta)=Kf_\delta.$$

Значение установившегося прогиба вала получается равным

$$f_\delta=\frac{K_0}{K-K_0}e_0. \qquad (3\text{-}13)$$

Конечное значение силы одностороннего магнитного притяжения равно

$$F_\delta=Kf_\delta=\frac{KK_0}{K-K_0}e_0=\frac{1}{\frac{1}{K_0}-\frac{1}{K}}e_0. \qquad (3\text{-}14)$$

Для определения динамического прогиба вала можно предположить, что при внезапном включении двигателя сила F_δ появляется мгновенно, и, следовательно, прогиб вала при первом толчке может получиться равным двойному значению статического прогиба f_δ. Поэтому при расчете вала следует опреде-

лить то значение начального эксцентриситета e_{0m}, при котором мгновенное появление силы одностороннего магнитного притяжения приводит к задеванию ротора за статор, т. е. $2f_\delta+e_{0m}=\delta$. Это значение начального эксцентриситета из (3-13) получается

$$e_{0m}=\frac{K-K_0}{K+K_0}\,\delta. \tag{3-15}$$

Жесткость вала K должна быть такой, чтобы e_{0m} было больше начального эксцентриситета e_0 в 1,6—2,0 раза.

Начальный эксцентриситет e_0 вызывается следующими причинами:

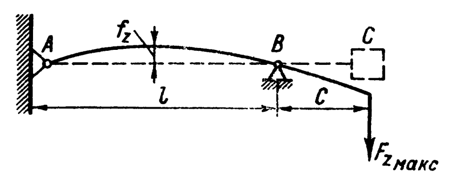


Рис. 3-6. Схема прогиба вала от изгибающего момента

1) износом подшипников и неточностью обработки и сборки частей машины, в сумме равном при подшипниках качения (см)

$$e=0{,}0125\,(d_A+d_B); \tag{3-16}$$

2) прогибом f_G от веса ротора;

3) прогибом f_z от поперечной силы, приложенной к приводному концу вала при наибольшем значении момента, возможном в эксплуатации.

Эксцентриситет e_0 определяется в предположении, что эти три прогиба складываются арифметически, т. е. принимается

$$e_0=e+f_G+f_z. \tag{3-17}$$

При определении прогиба f_G можно принять силу веса якоря G(Н), сосредоточенной посередине длины вала l между подшипниками (рис. 3-6), а жесткость вала (Н/м) рассчитывать по диаметру в месте посадки сердечника $d_в$, увеличенному на радиальную толщину втулки якоря (если она имеется), т. е.

$$K=\frac{G}{f_G}=\frac{48EJ}{l^3}=\frac{3\pi E d_в^4}{4l^3}, \tag{3-18}$$

где E — модуль упругости, Н/м^2; J — момент инерции сечения вала, м^4;

$$f_G=G/K. \tag{3-19}$$

Прогиб f_z от радиальной силы передачи вычисляется для наибольшего значения этой силы при пусковом токе. Значение

прогиба (м) посередине длины вала между подшипниками (рис. 3-6)

$$f_z = \frac{1}{16} \cdot \frac{F_{z\,макс} c l^2}{EJ}, \qquad (3\text{-}20)$$

где $F_{z\,макс}$ — максимальное значение радиальной силы, приложенной к валу от передачи, в Н (3-23).

При двусторонней передаче прогиб f_z будет вдвое больше вычисленного по формуле (3-20).

3-3. Расчет прочности вала

Наиболее загруженной в механическом отношении частью любой электрической машины, в особенности опорно-осевых тяговых двигателей, является вал якоря.

В двигателях с независимой подвеской и карданным звеном между двигателем и зубчатым редуктором вал воспринимает вес насаженных на него частей, испытывает действие одностороннего магнитного притяжения F_δ и нагружен (рис. 3-7, *а*) вращающим моментом M_τ. Действием на конец вала изгибающего момента, который возникает при несоосности валов двигателя и редуктора, за малостью можно пренебречь.

В опорно-рамном двигателе с зубчатой передачей (рис. 3-7, *б*) надо добавить к перечисленным нагрузкам изгибающий момент на рабочем конце вала, равный $F_z c$. Здесь F_z — усилие, возникающее на делительной окружности зубчатых колес передачи. В опорно-рамных двигателях индивидуального привода движущих колес с карданным звеном, размещенным внутри якоря, втулка, играющая роль вала, не испытывает изгибающего момента от зубчатой передачи.

Вал опорно-осевого двигателя (рис. 3-7, *в*), кроме перечисленных сил, испытывает действие силы, возникающей между находящимися в зацеплении зубцами передачи при толчках на стыках рельсов. Наблюдениями выявлено, что при неблагоприятном состоянии стыков движущая ось колеса, проходя через стыки, испытывает вертикально направленное ускорение, доходящее при весьма неудовлетворительном состоянии пути до 10 g. Такое же ускорение будут испытывать и зубцы передачи, находящиеся в зацеплении. Чем больше маховой момент якоря, тем значительнее будут вращающий и изгибающий моменты, которые возникают на свободном конце вала вследствие толчков на стыках.

Передача этих моментов и сил на вал в значительной мере ослабляется, если венец большого зубчатого колеса имеет упругую связь со своей ступицей.

Представление о нагрузках вала в различных его сечениях дают эпюры моментов одного и того же двигателя, приведенные для трех характерных случаев приложения нагрузки. На

рис. 3-7, *а* показана загрузка вала машины, присоединенной непосредственно к другой машине. Если это двухъякорный преобразователь, то вращающий момент будет только между якорями этих машин. На рис. 3-7, *б* представлена нагрузка вала с тем же вращающим моментом на валу, но при наличии односторонней зубчатой передачи. На рис. 3-7, *в* показана работа с таким же вращающим моментом, но при двусторонней передаче. Эпюры даны для всех случаев в одинаковом масштабе.

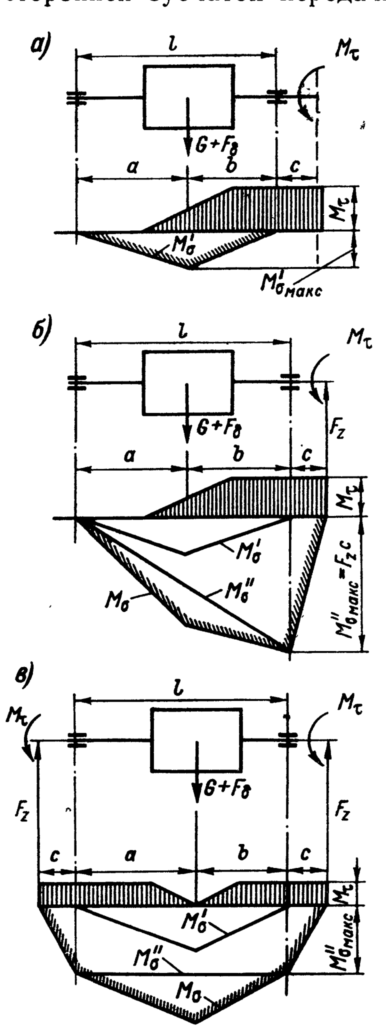


Рис. 3-7. Эпюры моментов нагрузки вала в различных сечениях: *а* — при карданной передаче; *б* — при односторонней зубчатой передаче; *в* — при двусторонней зубчатой передаче

Подсчет значений изгибающего момента и их графическое представление известны из учебного курса «Сопротивление материалов». Нуждаются в определении сила F_z и точка ее приложения для опорно-осевых тяговых двигателей.

Наибольшие напряжения в материале вала получаются при трогании состава с места, а также при круговом огне на коллекторе. Тогда момент может возрасти до 20-кратного значения. Расчет пускового момента определяется в предположении, что коэффициент сцепления равен $\psi_п = 0{,}33$. Тогда крутящий момент $M_{\tau\,макс}$, испытываемый валом при k-сторонней зубчатой передаче, получается равным [(В-6) и (В-10)]

$$M_{\tau\,макс} = \frac{9{,}81}{2} D_к \frac{\psi_п m_0}{\eta_z \mu} \cdot \frac{1}{k \cos\beta}. \quad (3\text{-}21)$$

Для пуска можно принять: коэффициент полезного действия зубчатой передачи $\eta_z = 0{,}97$; угол зацепления β в тяговых зубчатых передачах равен обычно 20°. Тогда $\cos\beta = \cos 20° = 0{,}94$.

Подставив в (3-21) $D_к$ (м) и m_0 (кг) и произведя вычисления, получаем (в Н·м)

$$M_{\tau\,макс} = 1{,}77 D_к \frac{m_0}{k\mu}. \quad (3\text{-}22)$$

Сила $F_{z\,\text{макс}}$, действующая на зубцы, находящиеся в зацеплении, получается равной

$$F_{z\,\text{макс}} = \frac{2}{d_z} M_{\tau\,\text{макс}}, \tag{3-23}$$

где d_z — диаметр делительной окружности малого зубчатого колеса. Можно принять, что точка приложения этой силы находится посередине ширины зубца.

Для случая, когда сцепление получается относительно большим (электропоезд, троллейбус), $F_{z\,\text{макс}}$ следует определить исходя из тока защиты двигателя. Обычно при этом принимают

$$M_{\tau\,\text{макс}} = 3M_{\text{н}}.$$

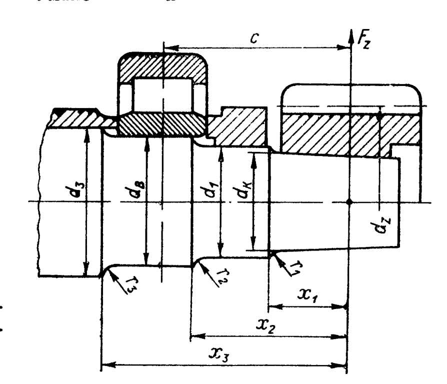


Рис. 3-8. К расчету свободного конца вала тягового двигателя

Изгибающий момент от сил тяжести якоря и одностороннего магнитного притяжения (рис. 3-7)

$$M'_{\sigma\,\text{макс}} = \frac{G + F_\delta}{l_i} ab. \tag{3-24}$$

Общая масса якоря m_a может быть принята в 1,75 раза больше массы сердечника якоря с обмоткой и коллектором, определяемой в электрическом расчете двигателя. Сила тяжести якоря $G = 9{,}81\ m_a$ (Н).

Изгибающий момент от силы F_z

$$M''_{\sigma\,\text{макс}} = F_z c = 2M_{\tau\,\text{макс}} \frac{c}{d_z}. \tag{3-25}$$

Расчет напряжений в свободном конце вала (рис. 3-8) должен быть произведен для сечений *1*, *2* и *3* с учетом характера нагрузки и коэффициента концентрации напряжений. Во всех этих сечениях крутящий и изгибающий моменты действуют совместно, при этом знакопеременное напряжение создается не только изгибающим моментом, но и крутящим, так как тяговые двигатели являются реверсивными.

Расчет ведется исходя из $M'_{\sigma\,макс}$ и $M''_{\sigma\,макс}$ по формулам (3-24) и (3-25). Порядок расчета проще всего уяснить на примере.

Пример. Двигатель для моторных вагонов имеет мощность $P_н = 180$ кВт при 1130 об/мин. Масса на одну движущую ось $m_0 = 19\,000$ кг. $D_к = 1050$ мм, $\mu = 3{,}68$. Конец вала двигателя (рис. 3-8) имеет диаметры $d_к = 10$ см, $d_1 = 10{,}5$ см, $d_В = 11$ см и $d_3 = 11{,}5$ см, а закругления $r_1 = 0{,}25$ см, $r_2 = 0{,}2$ см и $r_3 = 0{,}15$ см.

Расчетные плечи: $x_1 = 6$ см, $x_2 = 10{,}1$ см, $x_3 = 17{,}5$ см и $c = 14{,}3$ см.

Передача односторонняя $d_z = 19{,}0$ см.

Вращающий момент на валу при часовом режиме

$$M_н = 9550\frac{180}{1130} = 1520 \text{ Н}\cdot\text{м}.$$

Наибольший вращающий момент, определяемый по сцеплению,

$$M_{\tau\,макс} = 1{,}77 D_к \frac{m_0}{k_\mu} = 1{,}77\cdot 1{,}05\frac{19\,000}{1\cdot 3{,}68} = 9600 \text{ Н}\cdot\text{м}$$

превышает более чем в 6 раз часовой момент двигателя. Следовательно, расчет надо проводить по моменту, определяемому током уставки защиты, т. е.

$$M_{\tau\,макс} = 3M_н = 3\cdot 1520 = 4560 \text{ Н}\cdot\text{м}.$$

Усилие на зубцах передачи при этом

$$F_{z\,макс} = \frac{2M_{\tau\,макс}}{d_z} = \frac{2\cdot 4560}{0{,}19} = 48\,000 \text{ Н}.$$

Наибольший изгибающий момент (посередине ширины роликоподшипника)

$$M_{\sigma\,макс} = F_{z\,макс}\,c = 48\,000\cdot 0{,}143 = 6850 \text{ Н}\cdot\text{м}.$$

Изгибающие моменты в сечениях *1*, *2* и *3*

$$M_{\sigma 1} = M_{\sigma\,макс}\frac{x_1}{c} = 6850\frac{6}{14{,}3} = 2870 \text{ Н}\cdot\text{м};$$

$$M_{\sigma 2} = M_{\sigma\,макс}\frac{x_2}{c} = 6850\frac{10{,}1}{14{,}3} = 4850 \text{ Н}\cdot\text{м};$$

$$M_{\sigma 3} \approx M_{\sigma\,макс} = 6850 \text{ Н}\cdot\text{м}.$$

Моменты сопротивления сечений на скручивание и изгиб

$$W_{\tau 1} = \frac{\pi d_к^3}{16} = 0{,}2\cdot 0{,}1^3 = 2\cdot 10^{-4} \text{ м}^3; \quad W_{\sigma 1} = \frac{\pi d_к^3}{32} = 0{,}1\cdot 0{,}1^3 = 10^{-4} \text{ м}^3;$$

$$W_{\tau 2} = \frac{\pi d_1^3}{16} = 0{,}2\cdot 0{,}105^3 = 2{,}32\cdot 10^{-4} \text{ м}^3; \quad W_{\sigma 2} = \frac{\pi d_1^3}{32} = 0{,}1\cdot 0{,}105^3 =$$

$$= 1{,}16\cdot 10^{-4} \text{ м}^3;$$

$$W_{\tau 3} = \frac{\pi d_2^3}{16} = 0{,}2\cdot 0{,}11^3 = 2{,}66\cdot 10^{-4} \text{ м}^3; \quad W_{\sigma 3} =$$

$$= \frac{\pi d_2^3}{32} = 0{,}1\cdot 0{,}11^3 = 1{,}33\cdot 10^{-4} \text{ м}^3.$$

Напряжения скручивания и изгиба

$$\tau_i = \frac{M_{\tau \text{ макс}}}{W_{\tau i}};$$

$$\tau_{\tau 1} = \frac{4560}{2 \cdot 10^{-4}} = 228 \cdot 10^5 \text{ Па}; \quad \tau_{\tau 2} = \frac{4560}{2,32 \cdot 10^{-4}} = 197 \cdot 10^5 \text{ Па};$$

$$\tau_{\tau 3} = \frac{4560}{2,66 \cdot 10^{-4}} = 172 \cdot 10^5 \text{ Па}:$$

$$\sigma_{\sigma i} = \frac{M_{\sigma i}}{W_{\sigma i}};$$

$$\sigma_{\sigma 1} = \frac{2870}{10^{-4}} = 287 \cdot 10^5 \text{ Па}; \quad \sigma_{\sigma 2} = \frac{4850}{1,16 \cdot 10^{-4}} = 418 \cdot 10^5 \text{ Па};$$

$$\sigma_{\sigma 3} = \frac{6850}{1,34 \cdot 10^{-4}} = 511 \cdot 10^5 \text{ Па}.$$

Примем коэффициент концентрации напряжений $k=1,5$ как для изгибающих, так и касательных напряжений [14]. Тогда, согласно теории наибольших касательных напряжений, расчетные напряжения получаются по формуле

$$\sigma_{\text{расч}} = k\sqrt{\sigma^2 + (2\tau)^2}.$$

Следовательно,

$$\sigma_{\text{расч }1} = 1,5 \cdot 10^5 \sqrt{287^2 + 456^2} = 1,5 \cdot 10^5 \cdot 540 = 810 \cdot 10^5 \text{ Па};$$

$$\sigma_{\text{расч }2} = 1,5 \cdot 10^5 \sqrt{418^2 + 394^2} = 1,5 \cdot 10^5 \cdot 574 = 860 \cdot 10^5 \text{ Па};$$

$$\sigma_{\text{расч }3} = 1,5 \cdot 10^5 \sqrt{511^2 + 344^2} = 1,5 \cdot 10^5 \cdot 625 = 920 \cdot 10^5 \text{ Па}.$$

Эти напряжения не должны превосходить половины предела усталости материала при изгибе. Для валовых сталей с термообработкой предел усталости имеет значение свыше $2000 \cdot 10^5$ Па, для легированной стали марки 20ХН3Л — $3300 \cdot 10^5$ Па.

3-4. Критическая частота вращения вала

При какой-то определенной частоте вращения ротора $n_к$ обнаруживаются довольно резкие сотрясения всей машины в целом. Число оборотов в секунду при этом соответствует частоте собственных поперечных колебаний ротора. Эта частота вращения и является критической. Сотрясения машины, происходящие при критической частоте вращения, вызываются так называемой динамической неуравновешенностью ротора.

При проектировании тяговых электрических машин, как правило, удается получить такие размеры вала, при которых критическая частота вращения ротора лежит выше всех рабочих частот вращения машины, включая и испытательную.

Критическая частота вращения вала (об/мин) определяется по формуле

$$n_к = 30\sqrt{K/G}, \qquad (3\text{-}26)$$

где G — сила тяжести сердечника ротора с обмоткой, частью втулки и вала по длине сердечника якоря, Н; K — жесткость вала, определяемая формулой (3-18), Н/м.

Если ранее уже был вычислен прогиб вала f_G от веса G, то жесткость вала

$$K = G/f_G, \qquad (3\text{-}27)$$

Подстановка этой величины вместо K в формулу (3-26) дает вторую очень часто используемую формулу критической скорости

$$n_к = 30\sqrt{\frac{1}{f_G}} = 30\frac{1}{\sqrt{f_G}}.$$

Под влиянием магнитного притяжения прогиб вала увеличивается, а это приводит к уменьшению критической частоты вращения. С учетом силы магнитного притяжения критическая частота вращения

$$n_к' = 30\sqrt{\frac{K-K_0}{G}}. \qquad (3\text{-}28)$$

K_0 определяется из выражения (3-8).

Поправку на K_0 редко имеет смысл вводить для двигателей с последовательным возбуждением, так как при работе на высоких частотах вращения индукции в зазоре машины значительно ниже 0,75 Т, для которой рассчитаны коэффициенты в формуле (3-8), но для двухякорных однокорпусных преобразователей и для асинхронных тяговых двигателей эту проверку необходимо производить.

Пример. Двигатель предыдущего примера имеет $D_a = 44$ см, $l_a = 38$ см и $\delta = 0{,}3$ см, масса якоря равна 750 кг. Расстояние между подшипниками $l = 107$ см, расчетный диаметр вала $d_В = 13$ см. Требуется определить критическую частоту вращения.

Жесткость вала по формуле (3-18)

$$K = \frac{3\pi E d_в^4}{4l^3} = \frac{3\pi 2{,}0\cdot 10^{11}\cdot 0{,}13^4}{4\cdot 1{,}07^3} = 11\cdot 10^7 \text{ Н/м}.$$

Критическая частота вращения вала по формуле (3-26)

$$n_к = 30\sqrt{\frac{K}{G}} = 30\sqrt{\frac{11\cdot 10^7}{7350}} = 3670 \text{ об/мин}.$$

Для учета влияния одностороннего магнитного притяжения необходимо вычислить K_0 по формуле (3-8)

$$K_0 = 4{,}5 D_a l_a \frac{10^5}{\delta} = 4{,}5\cdot 0{,}44\cdot 0{,}38\frac{10^5}{0{,}003} = 2{,}5\cdot 10^7 \text{ Н/м}.$$

Тогда критическая частота вращения по формуле (3-28)

$$n'_{к} = 30\sqrt{\frac{K - K_0}{G}} = 30\sqrt{\frac{11 \cdot 10^7 - 2{,}5 \cdot 10^7}{7350}} = 3200 \text{ об/мин.}$$

Полученное значение более чем на 20% превышает испытательную скорость двигателя, следовательно, жесткость вала является достаточной.

3-5. Якорные подшипники

Якорные подшипники служат для поддержания вала якоря.

Как известно, в зависимости от рода трения подшипники тяговых машин разделяются на: а) подшипники скольжения, б) подшипники качения.

Якорные подшипники обычно выполняются как подшипники качения, что объясняется неоспоримыми преимуществами последних перед подшипниками скольжения. Основные из этих преимуществ: малые потери, в особенности при трогании с места, и нетребовательность в уходе.

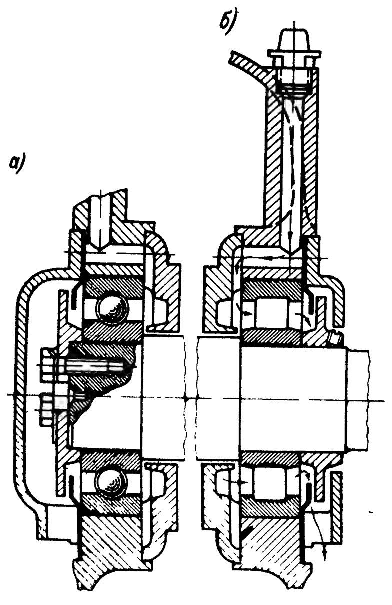


Рис. 3-9. Узлы шарикоподшипников малых машин фирмы «ASEA»: *а* — передний подшипник; *б* — подшипник со стороны привода

Очень большое влияние на размер потерь в подшипниках оказывает точность обработки узла качения: шариков или роликов и их беговых дорожек. Увеличением точности обработки шариков можно свести коэффициент трения практически к нулю.

К подшипникам качения относятся подшипники шариковые и роликовые. В тяговых машинах в большинстве случаев применяются подшипники с цилиндрическими роликами. Это объясняется простотой их монтажа и тем, что роликовые подшипники при тех же габаритах, как и шариковые, могут нести более высокую радиальную нагрузку.

Последним обстоятельством широко пользуются в общем электромашиностроении: со стороны привода, где нагрузка на подшипник получается обычно бóльшей, устанавливается роликоподшипник, имеющий такие же размеры, как и шарикоподшипник, установленный в переднем подшипниковом щите. Благодаря этому некоторые детали подшипниковых узлов получаются одинаковыми, включая подшипниковые щиты (рис. 3-9).

Кроме радиальной нагрузки якорный подшипник должен нести и некоторую осевую нагрузку, обусловленную осевой составляющей магнитного притяжения между якорем и полюсами, толчками на стрелках и движением на закруглениях пути. В рассмотренном двигателе осевая нагрузка воспринимается менее нагруженным радиальной силой шариковым подшипником. Последний для этой цели имеет на валу закрепление (рис. 3-9, *а*). Роликовый подшипник в таких случаях должен допускать достаточный осевой разбег вала. Обычно такие подшипники не имеют бортов на одном из колец. Предпочтительнее, если роликоподшипник не имеет бортов на внутреннем кольце (рис. 3-9, *б*). Однако лишь во вспомогательных машинах и трамвайных двигателях с независимой подвеской шарикоподшипники могут обеспечить достаточно большой срок службы.

В одном из таких двигателей (рис. 4-6) осевую нагрузку не только от перечисленных причин, но и осевое давление от карданного вала несет двухрядный шариковый подшипник, установленный со стороны свободного конца вала. Подшипник же со стороны коллектора несет только радиальную нагрузку, так как допускает свободное перемещение в осевом направлении по наружному кольцу.

Смазывание подшипников качения производится густой смазкой, редко жидким маслом. Выбор марки густой смазки является очень важным вопросом в эксплуатации. При работе машины смазка может частично или полностью переходить в жидкую фазу и вытекать из подшипника. Поэтому существенным вопросом является разработка уплотнения подшипникового узла тягового электродвигателя (рис. 3-10) для предупреждения попадания смазки из подшипниковых гнезд внутрь двигателя и из кожуха зубчатой передачи в гнездо подшипника.

В настоящее время применяются исключительно такие роликоподшипники, у которых венец роликов удерживается в его наружном кольце, для чего оно имеет внутренние борта с обеих торцевых сторон. Внутреннее же кольцо *8* или вовсе не имеет бортов (рис. 3-11, *б*) или же имеет только с одной стороны (рис. 3-11, *а*). При необходимости воспринимать двустороннюю осевую нагрузку используют фасонное кольцо *5* (рис. 3-11, *а*), которое входит в комплект подшипника.

Если подшипник имеет борты на наружном кольце, то оно с роликами при демонтаже снимается с подшипниковым щитом, а внутреннее кольцо остается на валу. Для этого необходимо диаметры $d_в$ и $d_с$ (рис. 3-12) выполнить на несколько миллиметров большими, чем диаметр борта d_1 внутреннего кольца (для $d_в$) и диаметр цилиндра качения d_2 (для $d_с$).

В мощных двигателях иногда последнее условие трудно выполнить, и тогда применяют конструкцию, представленную на рис. 3-11, *б*.

Здесь внутреннее лабиринтное уплотнение обеспечивается съемной крышкой *1*. Таким образом, когда вывернуты болты *2*, снята лабиринтная шайба *3*, подшипниковый щит *4* может быть вынут из станины.

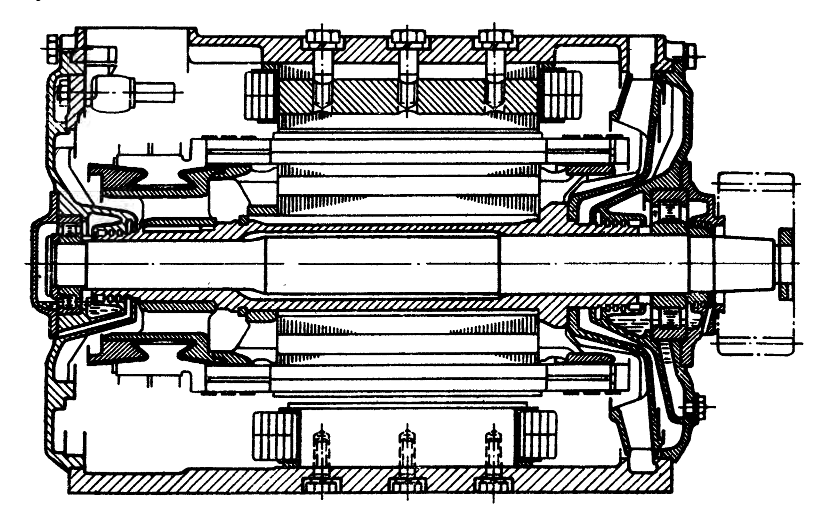


Рис. 3-10. Продольный разрез тягового двигателя мощностью 156 кВт при частоте вращения 1225 об/мин и напряжении 1500/2 В

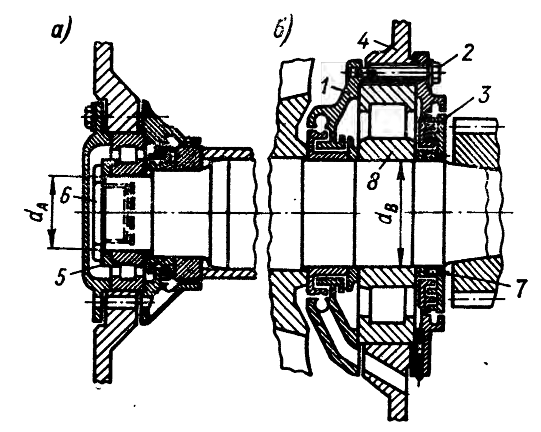


Рис. 3-11. Роликоподшипники тягового двигателя: *а* — с фасонным кольцом в переднем подшипниковом щите; *б* — с внутренними бортами на наружном кольце со стороны зубчатой передачи

Для сборки уплотнения вентиляционные отверстия в щите должны давать доступ к внутренней крышке *1*, чтобы правильно установить ее при ввертывании болтов *2*.

Фиксация внутреннего кольца на валу при односторонней зубчатой передаче производится со стороны привода лабиринтной шайбой *3* (рис. 3-11, *б*), насаживаемой туго на вал. Для съема этой шайбы предусмотрены съемные отверстия *7*. Со

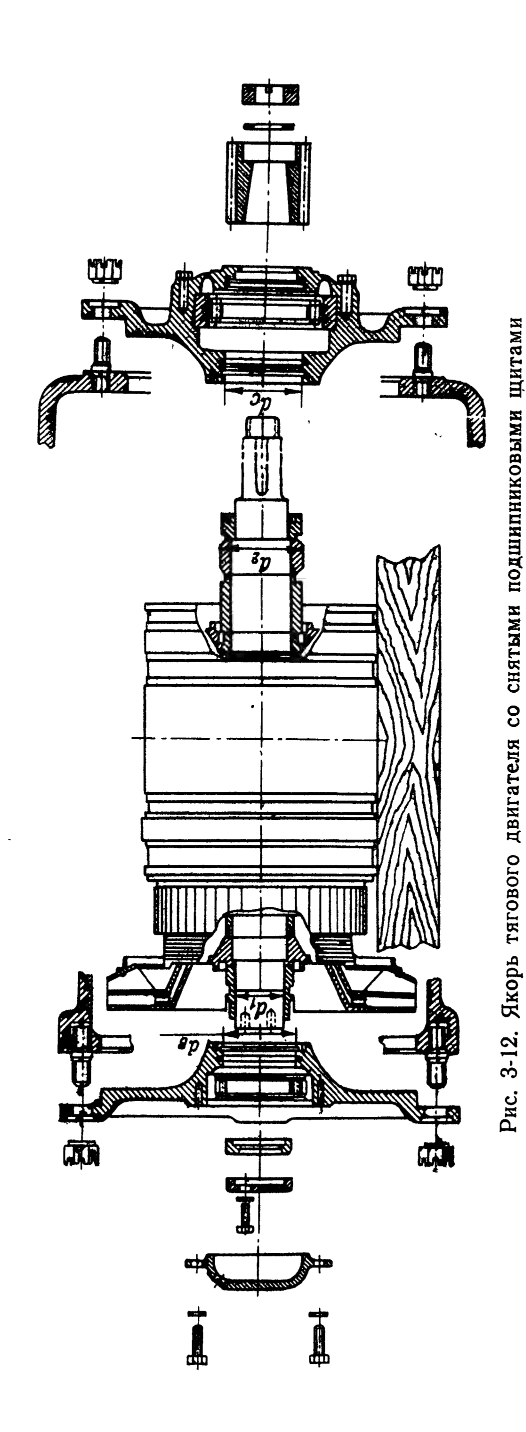


Рис. 3-12. Якорь тягового двигателя со снятыми подшипниковыми щитами

стороны коллектора фиксация на вал фасонного кольца подшипника производится специальной винтовой пробкой *6* (рис. 3-11, *а*) или посредством шайбы (рис. 3-13, *а*), притягиваемой к торцу вала тремя или четырьмя болтами.

При двусторонней передаче осевое давление можно распределить между двумя роликоподшипниками; каждым подшипником будет восприниматься одностороннее осевое давление. Для этого роликоподшипники выбираются с однобортными внутренними кольцами и устанавливаются на валу так, чтобы борты внутренних колец были обращены внутрь двигателя (рис. 3-14). При такой постановке внутренние кольца *1* подшипников испытывают усилия со стороны вала лишь в направлениях по стрелке *А*. Это позволяет отказаться от закрепления на валу внутренних колец роликоподшипников.

Вместо внутренних колец с бортом можно ставить простые кольца с упорной фасонной шайбой (рис. 3-15). Последняя в эксплуатации может быть сменной деталью.

Однако в рассмотренных конструкциях осевое перемещение вала получается несколько большим, чем при односто-

ронней фиксации вала передним роликоподшипником. А это, в свою очередь, приводит к более сильным ударам упорных бортов колец по роликам при толчках, в особенности в зубчатых передачах с прямыми зубьями. В двусторонних зубчатых передачах со встречно скошенными зубьями осевые толчки значительно смягчаются.

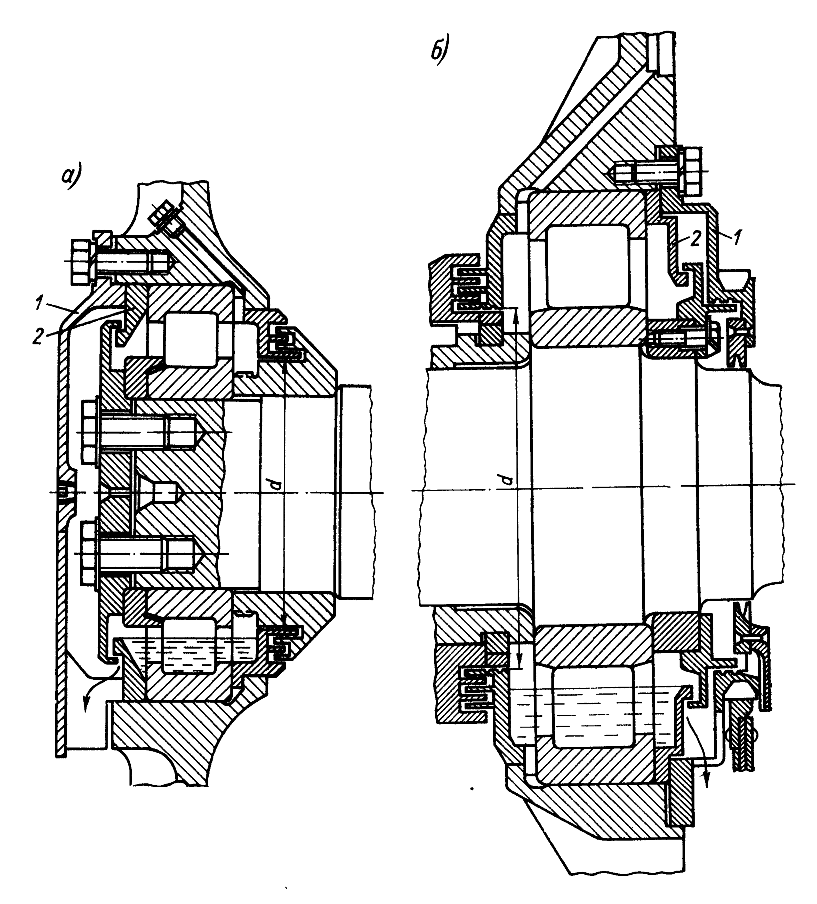


Рис. 3-13. Узлы роликоподшипников при односторонней передаче: *а* — передний подшипник; *б* — подшипник со стороны зубчатой передачи

Уплотнения при жидкой смазке переднего и заднего подшипников двигателя (рис. 3-10) выполнены в виде цилиндрических лабиринтов. На рис. 3-13 и 3-14 изображено уплотнение посредством тарелочных концентрических лабиринтов. С наружной стороны подшипниковой камеры уплотнение комбинируется с деталью закрепления внутреннего кольца подшипника.

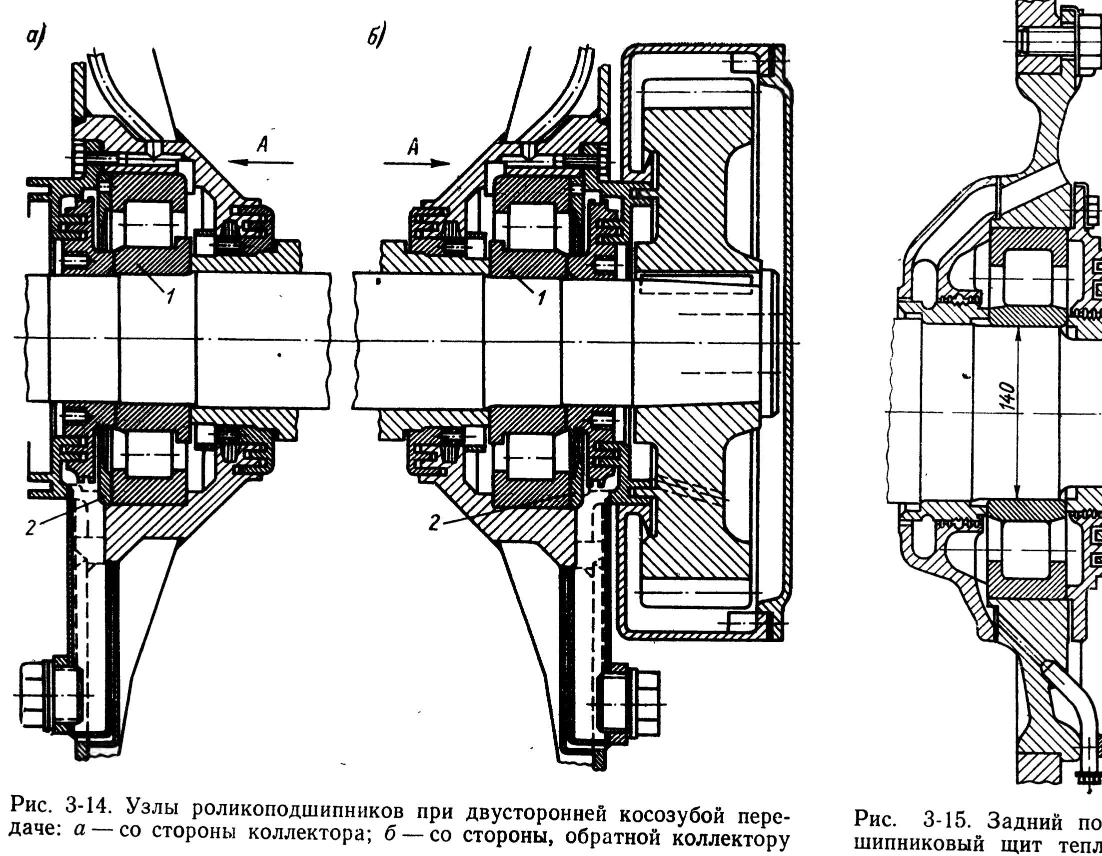


Рис. 3-14. Узлы роликоподшипников при двусторонней косозубой передаче: *а* — со стороны коллектора; *б* — со стороны, обратной коллектору

Рис. 3-15. Задний подшипниковый щит тепловозного двигателя

Радиальные зазоры в цилиндрических и в тарелочных лабиринтах не должны превышать 0,5 мм. Осевые зазоры в тарелочных лабиринтах должны быть на 1 мм больше осевого перемещения вала, допускаемого роликоподшипниками с учетом положительных допусков по всей размерной цепи: вал, подшипник, станина, подшипник.

Особое внимание при разработке уплотнений подшипниковых гнезд уделяется требованию защиты от попадания смазки внутрь машины (рис. 3-9 и 3-13). С этой целью между крышкой подшипника и наружным кольцом шарико- или роликоподшипника помещается кольцо *2*, фиксирующее уровень смазки, если она переходит в жидкое состояние. Внутренний диаметр кольца *2* на 5—8 мм больше внутреннего диаметра *d* внутреннего лабиринта. Благодаря этому уровень смазки в камере подшипника устанавливается как указано штриховкой на рис. 3-13. Излишек смазки, как это показано стрелками, вытекает наружу.

На рис. 3-13 и 3-14 представлены две различные конструкции устройства, предупреждающие попадание в подшипниковую камеру (и далее в машину) щеточной пыли из коллекторной камеры двигателя и смазки из кожуха зубчатой передачи (кольца *2*).

В особенности надежно должна быть уплотнена подшипниковая камера со стороны коллектора. Обычно с этой же стороны нагнетается поток охлаждающего воздуха. Имеющееся давление нагнетает пыль в камеру подшипника, чем катастрофически снижается его работоспособность.

Уплотнение подшипниковой камеры заднего подшипникового щита тепловозных тяговых двигателей типа ЭД-107 показано на рис. 3-15.

Осевые толчки со стороны якоря при прохождении электроподвижным составом стрелок или закруглений пути воспринимаются крышками подшипниковых камер. Это должно учитываться при выборе числа и диаметра болтов, крепящих крышку к подшипниковому щиту, в особенности в двигателях опорно-осевого исполнения. Толчки осевого направления в них нередко создают ускорения до 5 *g* при прямозубой передаче и до 2—3 *g* — при косозубой.

Форма подшипниковых щитов. Передний подшипниковый щит тяговых двигателей при односторонней зубчатой передаче получается в виде плоского или слегка выпуклого диска, имеющего по своему наружному диаметру ряд утолщений — приливов, служащих для установки болтов, с помощью которых щит крепится к станине. Число крепящих болтов — от 4 до 16. Если болтов больше, чем шесть или восемь,— утолщается вся наружная закраина щита. Два диаметрально противоположных прилива должны иметь отверстия с резьбой, в которые ввертываются отжимные болты при выпрессовке щита из станины.

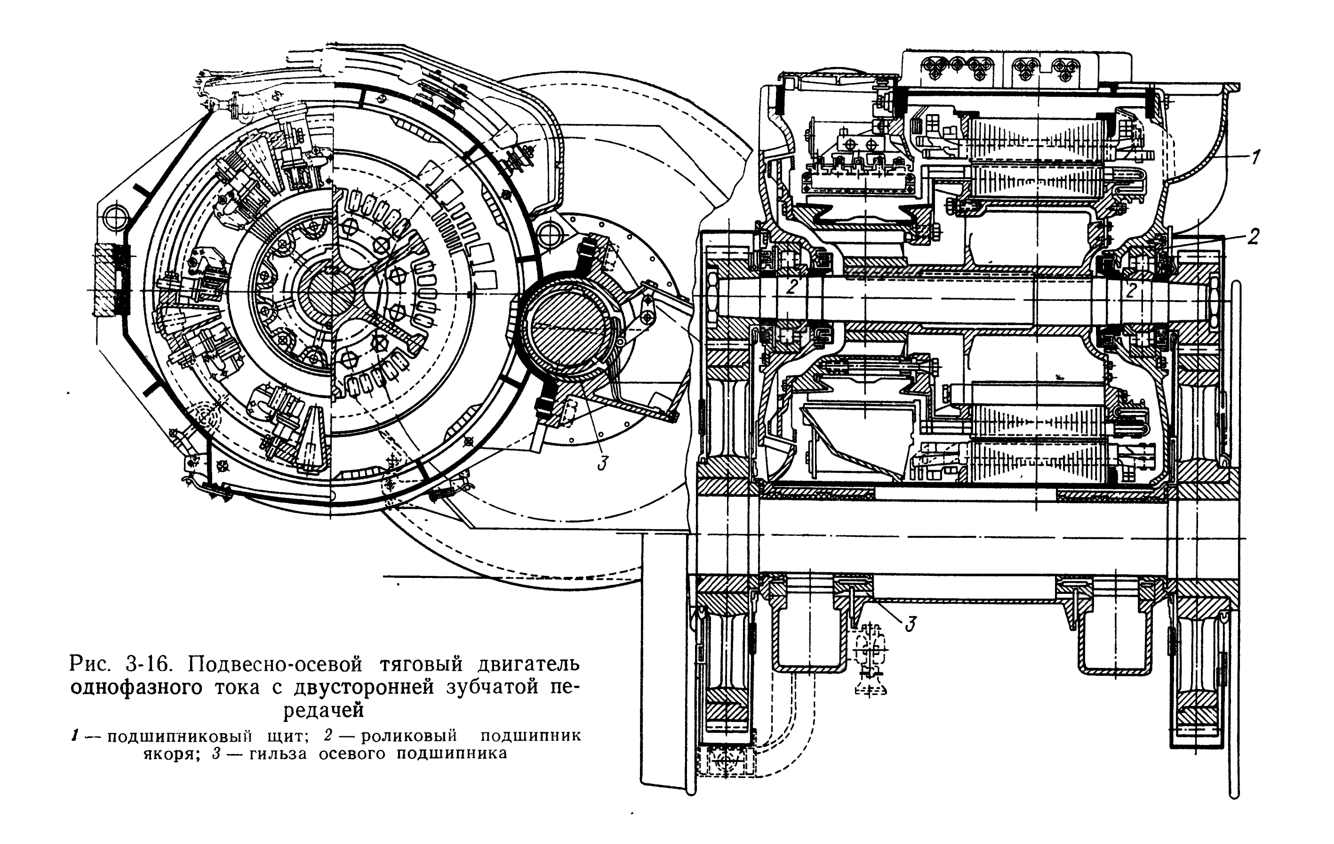


Рис. 3-16. Подвесно-осевой тяговый двигатель **однофазного тока с двусторонней зубчатой передачей**

1 — подшипниковый щит; *2* — роликовый подшипник якоря; *3* — гильза осевого подшипника

В качестве отжимных болтов обычно используются крепящие болты щитов.

Ширина посадочной поверхности у малых машин 6—10 мм; у тяговых двигателей она должна быть не менее 15 мм; у щитов с диаметром посадочной поверхности свыше 800 мм ширина должна быть 25—30 мм.

Подшипниковый щит со стороны привода имеет такую же форму, как и передний, и, кроме того, снабжается приливами для крепления кожуха зубчатой передачи.

Подшипниковые щиты машин с независимой вентиляцией снабжаются отверстиями для выхода воздуха, которые обычно защищаются сетками *3* (рис. 4-4).

В тяговых двигателях однофазного тока конструкция щитов *1* усложняется устройством в них вентиляционных каналов (рис. 3-16). Такими же выполняются щиты мощных машин постоянного тока, если ставится условие отвода нагретого воздуха в кузов электровоза.

Расчет подшипников качения. Для всех типов электрических машин, работающих при постоянной частоте вращения и используемых на тепловозах и электровозах, в каталогах подшипников качения содержатся достаточные указания для выбора типа и размеров подшипников.

Тяговые двигатели являются многорежимными машинами, притом работающими при широко изменяющихся нагрузке и частоте вращения, а также при воздействии на них повторяющихся толчков и постоянной тряски. Это заставляет дополнить указания каталогов.

Диаметр вала для посадки подшипника устанавливается по формулам (3-5), (3-6) и (3-7), затем по каталогу выбирается подшипник той или иной серии. Для тяговых двигателей обычно применяются роликоподшипники средней или тяжелой узкой серии (рис. 3-3). Руководствуясь данными каталога, подсчитывают длительность безотказной работы подшипника в условиях эксплуатации. Это так называемая расчетная долговечность подшипника h, выраженная в часах.

Исходным уравнением для расчета подшипников качения служит экспериментально установленная зависимость

$$Q_э (n_э h)^{0,3} = C.$$

Здесь $Q_э$ — условная эквивалентная нагрузка на подшипник, Н; $n_э$ — расчетная частота вращения, об/мин; C — коэффициент работоспособности подшипника (рис. 3-17).

Из приведенной зависимости получается формула расчетной долговечности работы (ч) подшипника (средневероятной длительности работы)

$$h = (C/Q_э)^{3,33} \cdot \frac{1}{n_э}. \quad (3\text{-}29)$$

Эквивалентная нагрузка $Q_э$ рассчитывается исходя из представления об усредненной стационарной нагрузке, отражающей все многообразие работы тягового двигателя на перегонах. Учитывается, что половину времени тяговый двигатель вращается в одном направлении, а половину времени — в другом. Если для обоих направлений нагрузку обозначить через Q_1 и Q_2, а в общем случае относительную длительность действия той и другой нагрузки — через α_1 и α_2, то эквивалентная нагрузка может быть вычислена по формуле

$$Q_э = \sqrt[3,33]{\alpha_1 Q_1^{3,33} + \alpha_2 Q_2^{3,33}}. \qquad (3\text{-}30)$$

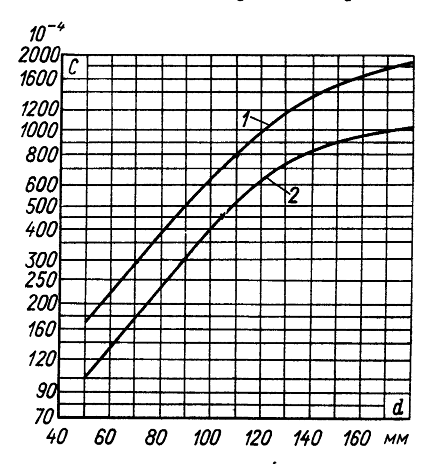


Рис. 3-17. Зависимость работоспособности подшипника от внутреннего диаметра

1 — тяжелая серия; 2 — средняя серия

В рассматриваемом случае $\alpha_1 = \alpha_2 = 0,5$, тогда

$$Q'_э = \sqrt[3,33]{0,5Q_1^{3,33} + 0,5Q_2^{3,33}} = 0,84 \sqrt[3,33]{Q_1^{3,33} + Q_2^{3,33}}.$$

Однако нагрузки Q_1 и Q_2 сильно различаются по значению, что позволяет пренебречь влиянием меньшей из них. Следовательно, приближенно можно положить

$$Q'_э = 0,8Q, \qquad (3\text{-}31)$$

где Q — бóльшая из нагрузок на рассматриваемый подшипник.

Нагрузка на подшипник определяется совместным действием веса якоря G, силы F_z в точке касания зубчатых колес и силы F_δ одностороннего магнитного притяжения.

Сила F_z определяется значением усредненного вращающего момента (Н·м), который принимается равным (в длительном режиме)

$$M_\infty = 0,8 \cdot 9550 \frac{P_\infty}{kn_\infty}.$$

По формуле (3-23) расчетное значение F_z равно (H)

$$F_z = 0{,}8 \cdot 9550 \frac{P_\infty}{kn_\infty} \cdot \frac{2}{d_z} = \frac{1{,}53}{k} \cdot \frac{P_\infty}{n_\infty d_z} \cdot 10^4. \qquad (3\text{-}32)$$

Для упрощения принимается, что сила F_z имеет вертикальное направление.

Силу одностороннего магнитного притяжения F_δ (§ 3-2) при подшипниках качения рассчитывают исходя из положения, что смещение (эксцентриситет e_0) якоря вниз равно половине значения предельного износа подшипников. Смещением центра вала, вызываемым неточностью обработки и сборки, можно пренебречь, так как оно равновероятно для всех радиальных направлений. Расчетное значение силы одностороннего магнитного притяжения следует принимать равным $0{,}3F_\delta$, определяемой по формуле (3-14).

В опорно-осевом двигателе с односторонней зубчатой передачей для подшипника со стороны коллектора (сторона вала A) надо предположить, что сила F_z направлена вертикально вверх. При этом следует учесть силу одностороннего магнитного притяжения F_δ. Для подшипника со стороны привода (сторона вала B) надо положить, что сила F_z действует вниз. Вал при этом прогибается вверх, следовательно, вверх направлена и сила F_δ, т. е. против действия силы тяжести якоря G, и поэтому ее не следует учитывать. При этих условиях получаем

$$F_A = F_z \frac{c}{l} + (m_g G + F_\delta) \frac{b}{l}; \qquad (3\text{-}33)$$

$$F_B = F_z \left(1 + \frac{c}{l}\right) + m_g G \frac{a}{l}, \qquad (3\text{-}34)$$

где $m_g = 3$ — усредненное значение кратности ускорения якоря при прохождении движущей осью рельсовых стыков.

При независимой подвеске двигателя и передаче с карданным валом $F_z = 0$, а $m_g = 1$. Следовательно, расчетные формулы принимают вид

$$F_A = (G + F_\delta) \frac{b}{l}; \qquad (3\text{-}35)$$

$$F_B = (G + F_\delta) \frac{a}{l}. \qquad (3\text{-}36)$$

При двусторонней зубчатой передаче для опорно-осевого двигателя можно принять, что силы, действующие на подшипники A и B, равны между собой. Тогда

$$F_A = F_B = \pm F_z + \frac{1}{2}(m_g G + F_\delta). \qquad (3\text{-}37)$$

Знаки перед силой F_z учитывают направление ее действия.

Эквивалентная нагрузка на подшипник вычисляется по формуле

$$Q_э = (F + mA) k_т k_σ. \qquad (3\text{-}38)$$

Здесь F есть F_A или F_B соответственно; A — осевая составляющая нагрузки при наклонно установленных машинах или для карданного соединения при значительном угле несоосности валов; m — коэффициент перевода осевой нагрузки в приведенную радиальную: для шарикоподшипников $m=1,5$, при роликоподшипниках с цилиндрическими роликами $m=0$; $k_т$ — коэффициент, равный: при рабочей температуре подшипника до 100° С — 1,0; при 125° С — 1,05 и при 150° — 1,1; $k_σ$ — коэффициент, учитывающий динамичность приложения нагрузки со стороны зубчатого редуктора и равный: при эластичном большом зубчатом колесе — 1,2, при двусторонней косозубой передаче — 1,5 и при прямозубой жесткой передаче — 1,8.

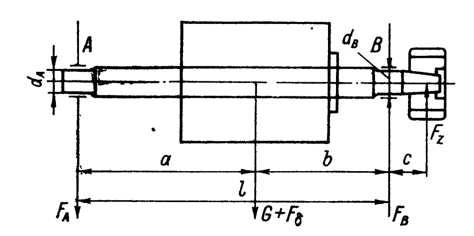


Рис. 3-18. Схема нагрузок, воспринимаемых валом

В формулу (3-29) входит $n_э$ — эквивалентная (средневероятная) частота вращения:

$$n_э = k_n n_{макс}. \qquad (3\text{-}39)$$

Здесь $k_n=0,65$ для грузовых локомотивов и $k_n=0,8$ для пассажирских локомотивов и электропоездов.

Правильно выбранный подшипник должен «наездить» около $(1,8 \div 2,0) \cdot 10^6$ км (конечно, при условии изготовления в пределах требуемых допусков посадочных поверхностей для подшипников и использования смазки надлежащих марок).

Пример расчета. Двигатель электропоезда имеет длительную мощность $P_\infty = 145$ кВт; $n_\infty = 1250$ об/мин и одностороннюю прямозубую передачу с $d_z = 19$ см. Частота вращения при конструктивной скорости экипажа $n_{макс} = 2100$ об/мин, масса якоря $m_a = 680$ кг.

Длина участков вала (рис. 3-18): $a=60$ см, $b=40$ см, $c=14,3$ см, $l=100$ см.

По (3-32) расчетная величина силы на окружности шестерни

$$F_z = 1,53 \frac{P_\infty}{n_\infty d_z} \cdot 10^4 = 1,53 \frac{145}{1250 \cdot 0,19} \cdot 10^4 = 9350 \text{ Н}.$$

По формулам (3-33) и (3-34) имеем ($F_б = 1960$ Н)

$$F_A = F_z \frac{c}{l} + (m_g G + F_б) \frac{b}{l} = 9350 \frac{14,3}{100} +$$

$$+ (3 \cdot 6650 + 1960) \frac{40}{100} = 1340 + 8750 = 10\,100 \text{ Н};$$

$$F_B = F_z \left(1 + \frac{c}{l}\right) + m_g G \frac{a}{l} = 9350 \left(1 + \frac{14,3}{100}\right) +$$

$$+ 3 \cdot 6650 \frac{60}{100} = 10\,700 + 11\,950 = 22\,650 \text{ Н}.$$

Значения условных нагрузок по (3-38) ($k_т$ принимаем равным 1, $k_\sigma = 1,8$):

$$Q_A = F_A k_\sigma = 10\,100 \cdot 1,8 = 18\,200 \text{ Н};$$

$$Q_B = F_B k_\sigma = 22\,650 \cdot 1,8 = 40\,800 \text{ Н}.$$

Эквивалентная нагрузка на подшипник по (3-31)

$$Q_{эA} = 0,8 Q_A = 0,8 \cdot 18\,200 = 14\,550 \text{ Н}:$$

$$Q_{эB} = 0,8 Q_B = 0,8 \cdot 40\,800 = 32\,600 \text{ Н}.$$

По формуле (3-39) получаем

$$n_э = k_n n_{макс} = 0,8 \cdot 2100 = 1680 \text{ об/мин}.$$

В двигателе приняты роликоподшипники тяжелой серии: на стороне A роликоподшипник 85/210-52, имеющий работоспособность $C = 420 \cdot 10^4$, а на стороне B — роликоподшипник 110/280-65, у которого $C = 800 \cdot 10^4$. При этих значениях коэффициентов средневероятностная длительность работы подшипников будет равна по (3-29)

$$h_A = \frac{1}{n_э} \left(\frac{C}{Q_{эA}}\right)^{3,33} = \frac{1}{1680} \left(\frac{420 \cdot 10^4}{14\,550}\right)^{3,33} = 95\,000 \text{ ч}.$$

$$h_B = \frac{1}{1680} \left(\frac{800 \cdot 10^4}{32\,600}\right)^{3,33} = 57\,000 \text{ ч}.$$

При частоте вращения 1690 об/мин электропоезд движется со скоростью 64 км/ч. Следовательно, подшипник со стороны B обеспечивает пробег электропоезда $64 \cdot 57\,000 = 36 \cdot 10^6$ км.

3-6. Моторно-осевые подшипники

Моторно-осевые подшипники, посредством которых подвесно-осевые двигатели опираются на движущую колесную пару, как правило, выполняются в виде разъемных подшипников скольжения. Одна из половин вкладыша (рис. 3-19) делается сплошной и располагается в приливе станины, а другая половина имеет окно и поджимается к первой съемным корпусом подшипника, который является резервуаром для смазки и притягивается болтами к приливам станины. Оно носит название шапки моторно-осевого подшипника и выполняется из стального литья.

Вкладыш подшипника отливается из латуни марки ЛКС 80-3-3 или из стали и имеет баббитовую заливку марки Б-16 толщиной 3—4 см. Общая толщина стенки составляет 0,1 диаметра оси.

Диаметр моторно-осевого подшипника определяется диаметром оси движущей колесной пары, расчет которой является частью расчета тележки; осевая же длина подшипника выби-

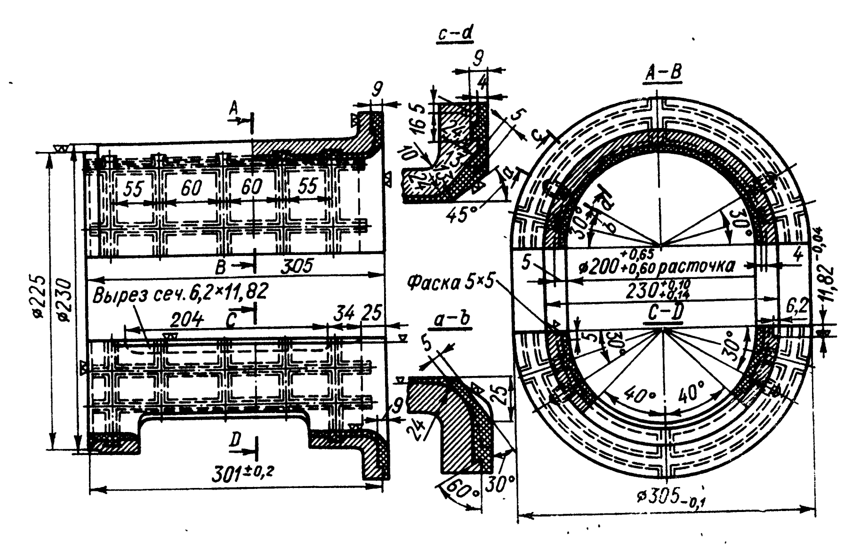


Рис. 3-19. Вкладыш моторно-осевого подшипника

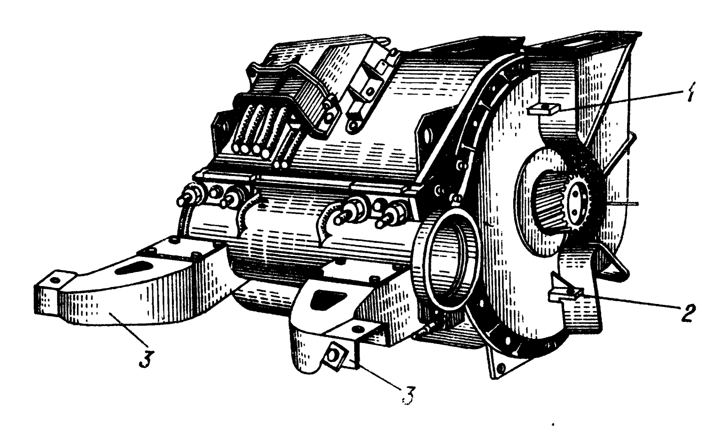


Рис. 3-20. Двигатель однофазного тока с двусторонней зубчатой передачей

1, 2 — консоли на подшипниковом щите; *3* — кронштейны моторно-осевых подшипников для крепления кожуха зубчатой передачи

рается равной 1,15—1,5 диаметра оси. Бронзовые подшипники допускают радиальную толщину порядка 0,08—0,1 диаметра оси колесной пары. Одна из шапок или обе (при двусторонней передаче) имеют кронштейны *3* (рис. 3-20) для крепления к ним кожуха зубчатой передачи. Свободная часть оси колес-

ной пары между шапками моторно-осевых подшипников защищается от попадания пыли и грязи специальным кожухом. Моторно-осевые подшипники могут выполняться в виде одной детали, объединяющей обе шапки и защитный кожух (рис. 3-20). Эта конструкция применима для двигателей узкоколейных электровозов.

В электровозах серии Ф Восточно-Сибирской жел. дор. применена такая общая шапка, причем в средней ее части имеется

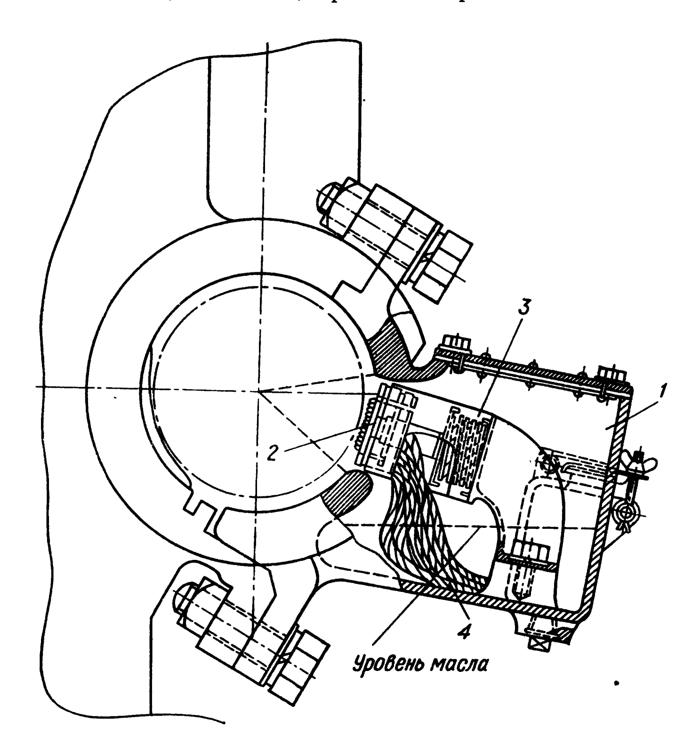


Рис. 3-21. Польстерное смазочное устройство моторно-осевого подшипника

масляная камера, в которой установлен насос с приводом от зубчатого венца, укрепленного на оси колесной пары. Насос подает масло к подшипникам, которое затем возвращается в масляную камеру.

Обычно же для осевых подшипников применяется жидкая смазка с польстерной подачей, т. е. посредством фитильной подушки или шерстяной подбивки.

При польстерной подаче смазки (рис. 3-21) в камере *1* осевого подшипника располагается войлочная подушка *2*, поджимаемая к оси колесной пары посредством одной или двух

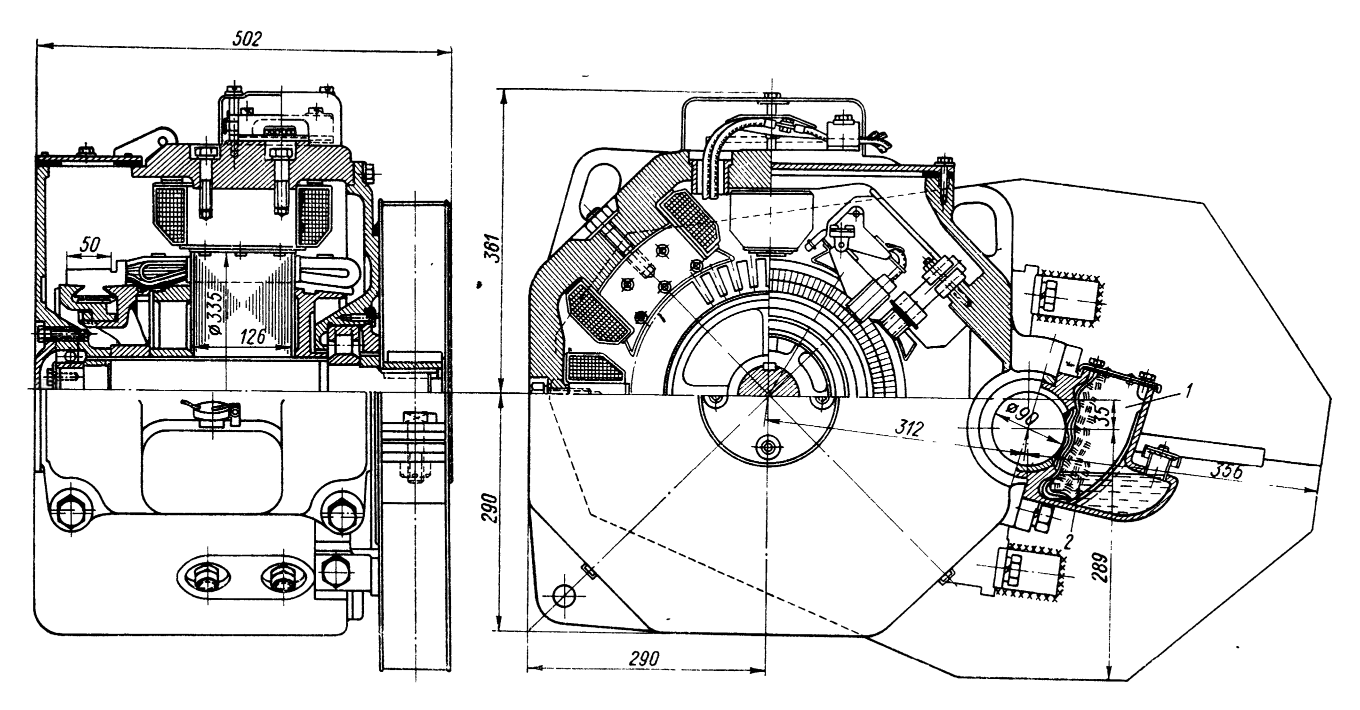


Рис. 3-22. Цельнокорпусный тяговый двигатель рудничного электровоза

пружин *3*. К подушке снизу из масляной ванны подходят несколько скрученных фитилей *4*. При подаче смазки шерстяной подбивкой камера *1* (рис. 3-22) служит для размещения шерстяных концов *2* и для заливки их маслом. В подшипниках крупных машин, применяемых на локомотивах с высокими скоростями движения (100 км/ч и выше), для поджатия шерстяных концов *2* к оси колесной пары введена стальная планка *3*, отжимаемая пружиной *4* (рис. 3-23). Крышка *5* закрывает патрубок, который служит для наполнения камеры *1* подшипника маслом.

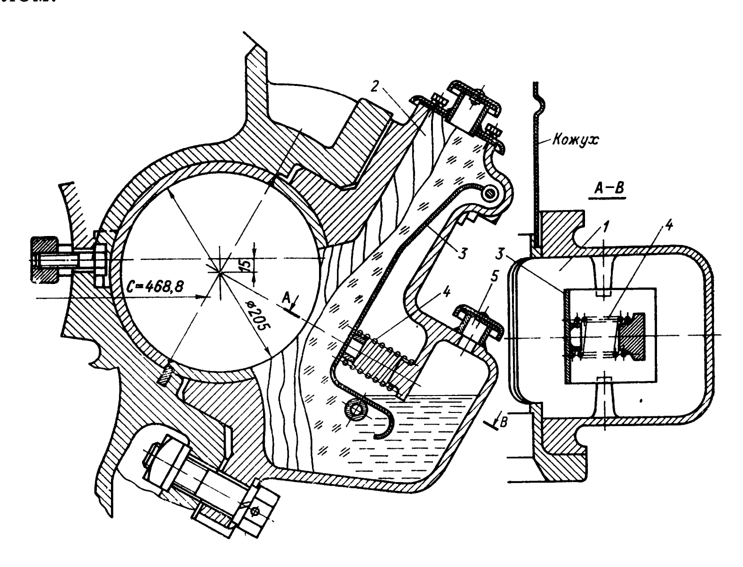


Рис. 3-23. Моторно-осевой подшипник тепловозного тягового двигателя

У подвесно-осевых двигателей электровозов применяют подшипники с постоянным уровнем смазки (рис. 3-24). Здесь уровень масла в камере *1*, в которую закладываются шерстяные концы, определяется нижней кромкой трубки *3*. Камера *2* содержит запас масла и сообщается с атмосферой через трубку и отверстие *4*, через которое масло из камеры *2* поступает в камеру *1*. Поступление масла происходит до тех пор, пока оно в камере *1* не закроет трубку *3*, вследствие чего доступ воздуха в камеру *2* прекратится. Если же уровень масла в камере *1* понизится, то через трубку *3* в камеру *2* поступит некоторое количество воздуха, что и позволит соответствующему количеству масла перейти из камеры *1* в камеру *2*. И, таким образом, будет снова прекращен доступ воздуха в камеру *1*, так как будет закрыта нижняя кромка трубки *3* и т. д.

Масло в камеру *2* нагнетается через отверстие *4* посредством шланга с наконечником, который пропускается через трубку *5* и плотно прилегает к стенкам отверстия *4*. Воздух из камеры *2* при этом выходит через трубку *3* в камеру *1* и далее в атмосферу.

На рис. 3-24 показана также конструкция крепления вкладыша. Здесь внутренняя половина вкладыша *6* удерживается шпонкой *7*, закладываемой в канавку, имеющуюся в приливе станины; сама же шпонка укрепляется в гнезде штифтом *8*.

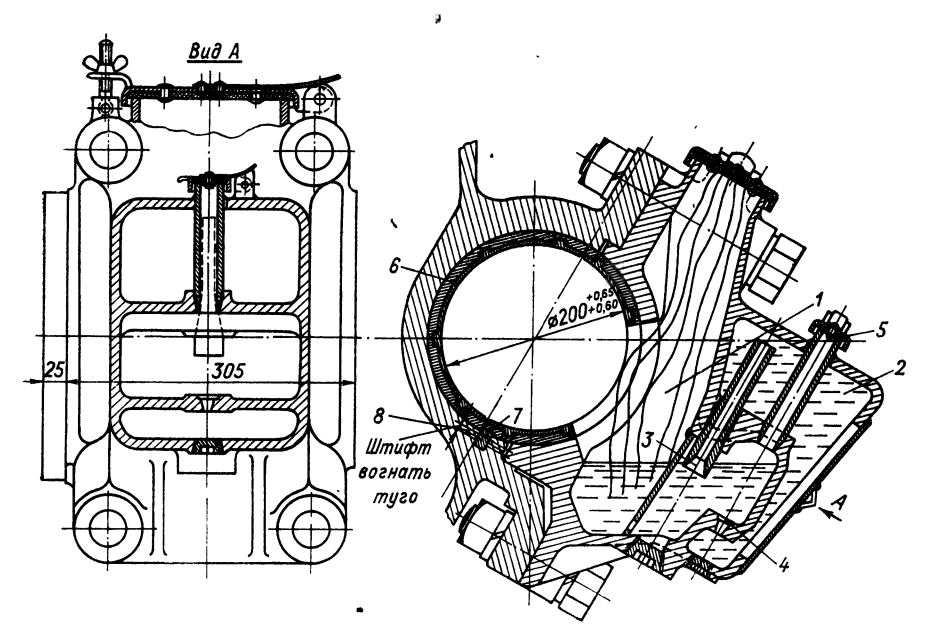


Рис. 3-24. Моторно-осевой подшипник постоянного уровня для крупного электровозного двигателя

Известна конструкция моторно-осевого подшипника с приспособлением для разобщения зацепления зубчатых колес передачи (рис. 3-16). Для этой цели между вкладышем и расточкой посадочной поверхности в станине и шапках подшипников введена промежуточная гильза *3*. Она имеет эксцентрически выполненную расточку, в которой и размещается вкладыш. В одном из положений этих гильз зубчатые колеса сцеплены; если же повернуть гильзы на 180°, то расстояние между колесами увеличивается и зацепление нарушается.

Это устройство предусмотрено на случай аварии с двигателем, когда ротор заклинивается в расточке статора или в подшипниках.

ГЛАВА ЧЕТВЕРТАЯ

СТАТОРЫ И ТОКОВЕДУЩИЕ ЧАСТИ

4-1. Магнитные станины и полюсы

А. Станины

Обычной формой поперечного сечения станины для крупных четырехполюсных тяговых двигателей является восьмиугольник. Эта форма обеспечивает наименьшие габаритные размеры двигателя. Материалом станины должна быть мягкая литая

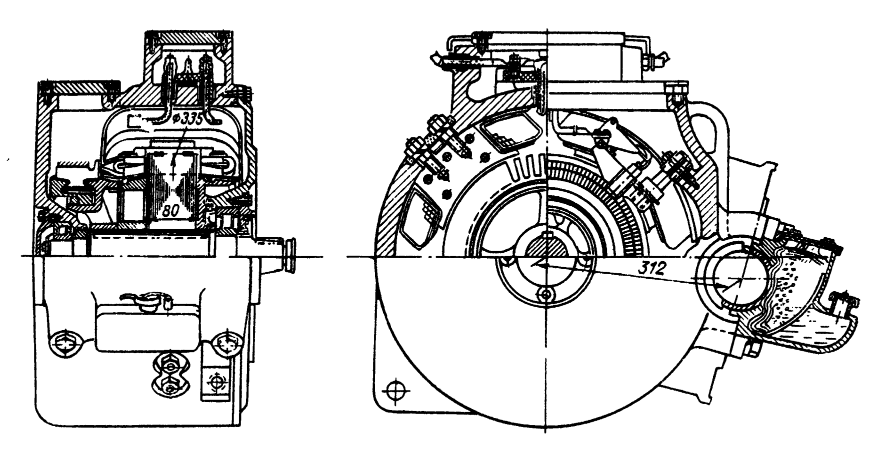


Рис. 4-1. Тяговый двигатель типа ДК-800 с глухой станиной часовой мощностью 11 кВт при частоте вращения 370 об/мин и напряжении 110 В

сталь высокой магнитной проницаемости. Обычно используется сталь марки 25ЛП. Станинам малых машин, а также и мощных тяговых двигателей при числе полюсов $2p=6$ и более, придают цилиндрическую форму для облегчения обработки.

Размеры сечения стенок должны также обеспечивать необходимую жесткость станины и возможность отливки ее. Толщина стенок, соединяющих магнитопровод с торцовыми частями, должна быть не меньше 12—14 мм.

Станине тяговых двигателей электровозов узкой колеи иногда придают форму стакана, дно которого служит для размещения в нем переднего подшипника (рис. 4-1 и 3-22).

Имеются две разновидности расположения полюсов в восьмигранных (четырехполюсных) станинах: диагональное расположение главных полюсов (рис. 3-22) и диагональное расположение добавочных полюсов (рис. 4-2).

При диагональном расположении главных полюсов места прилегания главных и добавочных полюсов находятся в одной

и той же цилиндрической поверхности. Это упрощает обработку станины. При втором способе расположения главных полюсов размер D_{jF} получается значительно меньше размера D_{jw}, что заставляет площадки для главных и добавочных полюсов обрабатывать раздельно. Но зато при заданных габаритных размерах станины можно выполнить диаметр якоря бóльшим и увеличить место для размещения катушек возбуждения, т. е. получить двигатель бóльшей мощности. В соответствии с вен-

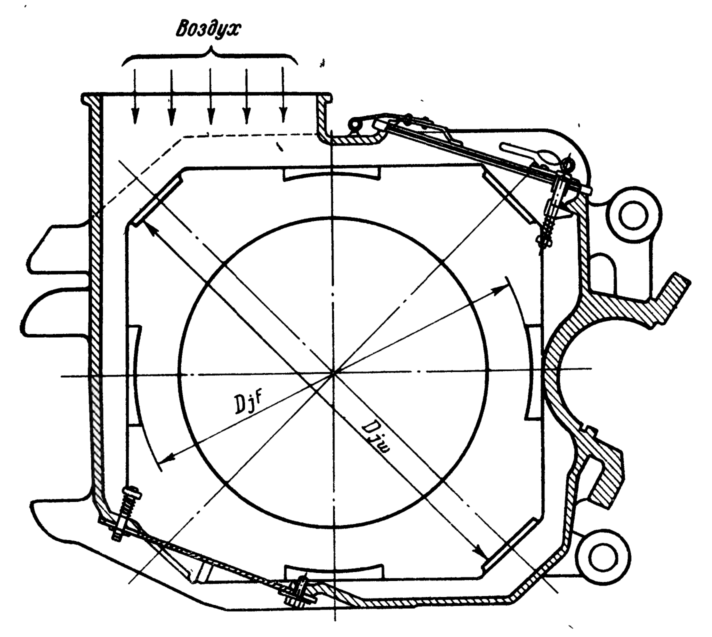


Рис. 4-2. Станина тягового двигателя с горизонтальным расположением главных полюсов

тиляционной схемой двигателя необходимо, как правило, устройство в станине отверстий для входа и выхода охлаждающего воздуха. В крупных двигателях отверстие для входа воздуха обычно располагается рядом с коллекторным люком. На рис. 4-2 и 4-3 коллекторные люки закрыты съемными крышками.

Отверстия для выхода воздуха в атмосферу обычно устраиваются в подшипниковых щитах и в углах задней стенки станины и закрываются решетками *3* и *4* (рис. 4-4). Если нагретый воздух необходимо выводить в кузов локомотива, то отверстия выполняют в верхней стенке станины. В крупных двигателях эти отверстия объединяются с выходным патрубком для воздуха на заднем подшипниковом щите. Приливы *1* и *2* служат для крепления кожуха двигателя.

Для осмотра коллектора и щеток в станине предусматриваются люки, закрываемые съемными крышками (рис. 4-5). Минимальные размеры коллекторного люка: по оси двигателя 150 мм и по окружности 280 мм. При диагональном расположении главных полюсов коллекторный люк для удобства доступа к щеткодержателям располагается симметрично относительно оси верхнего добавочного полюса. Из тех же соображений при диагональном расположении добавочных полюсов люку придается косое расположение (рис. 4-2).

В тяговых двигателях при числе полюсов $2p \geqslant 6$ и в бо́льшей части вспомогательных машин щетки крепятся к поворотным траверсам, и расположение коллекторных люков определяется удобством подхода к ним извне.

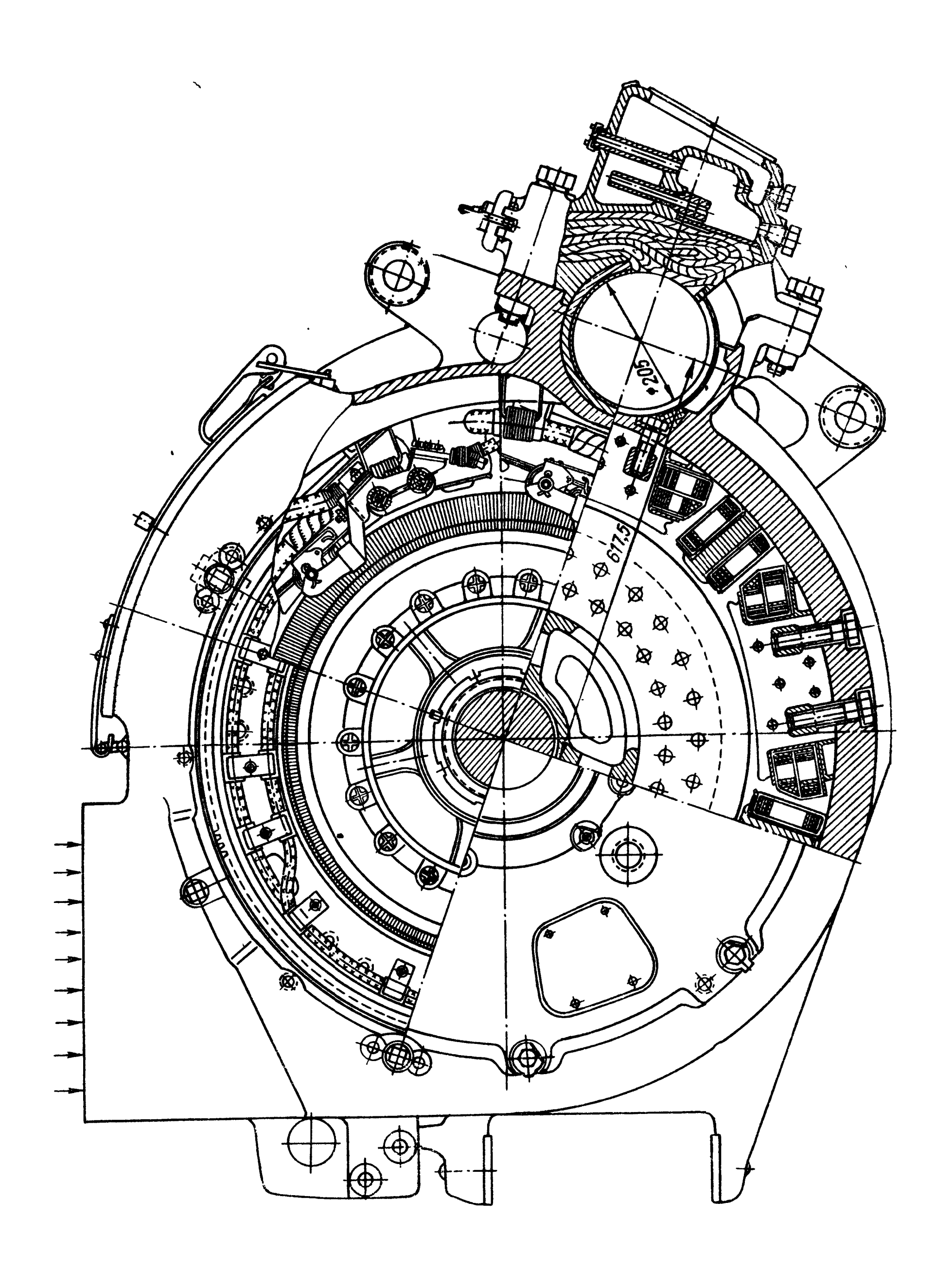
Коллекторные люки закрываются съемными крышками. Крышки люков трамвайных и троллейбусных двигателей с цилиндрической станиной выполняются с таким расчетом, чтобы они закрывали два соседних люка (рис. 4-6). Поверхность станины, к которой прилегают крышки, протачивается. Крышки тяговых двигателей снабжаются бортовыми уплотнениями *3* из войлока толщиной 6—8 мм (рис. 4-5); крышки машин, устанавливаемых в кузове, уплотняются фетром толщиной 3—4 мм. Для предупреждения попадания воды или других жидкостей (нефти, масла) внутрь машины верхние люки электровозных и тепловозных двигателей имеют отбортованные края *2* (рис. 4-5). Крышка также имеет отбортованные края *1*.

В станине трамвайных двигателей, имеющих неполный комплект щеток, должны быть предусмотрены отверстия для осмотра токопроводов к катушкам, закрываемые крышками на болтах.

Станины двигателей выпрямленного тока ряд заводов выполняет с расслоенными междуполюсными вставками (рис. 4-7). Пока нет достаточных оснований для признания необходимости в подобных устройствах.

Двигатели пульсирующего тока следует выполнять с полностью расслоенным магнитопроводом, как это имеет место, например, в двигателях фирмы «Эрликон» (Швейцария) (рис. 4-8). Расслоенный магнитопровод *2* сжимается торцовыми кольцами *3*, имеющими форму, близкую к очертанию магнитопровода. Корпус двигателя *1* в этом случае играет роль только общего каркаса машины. При такой частоте, как 16 2/3 Гц, для сглаживания тока потребовались бы очень тяжелые реакторы. Изъятие их из схемы оправдало с экономической точки зрения принятие дорогого варианта исполнения магнитопровода машины.

Двигатели выпрямленного тока большой мощности (1500—2000 кВт) имеет смысл выполнять со станиной, расслоенной полностью, как это сделано, например, в двигателях мощностью 1500 кВт при частоте вращения 700 об/мин французской фирмы «Альстом» (рис. 11-6). Эти двигатели имеют расслоенное



⌀205
617,5

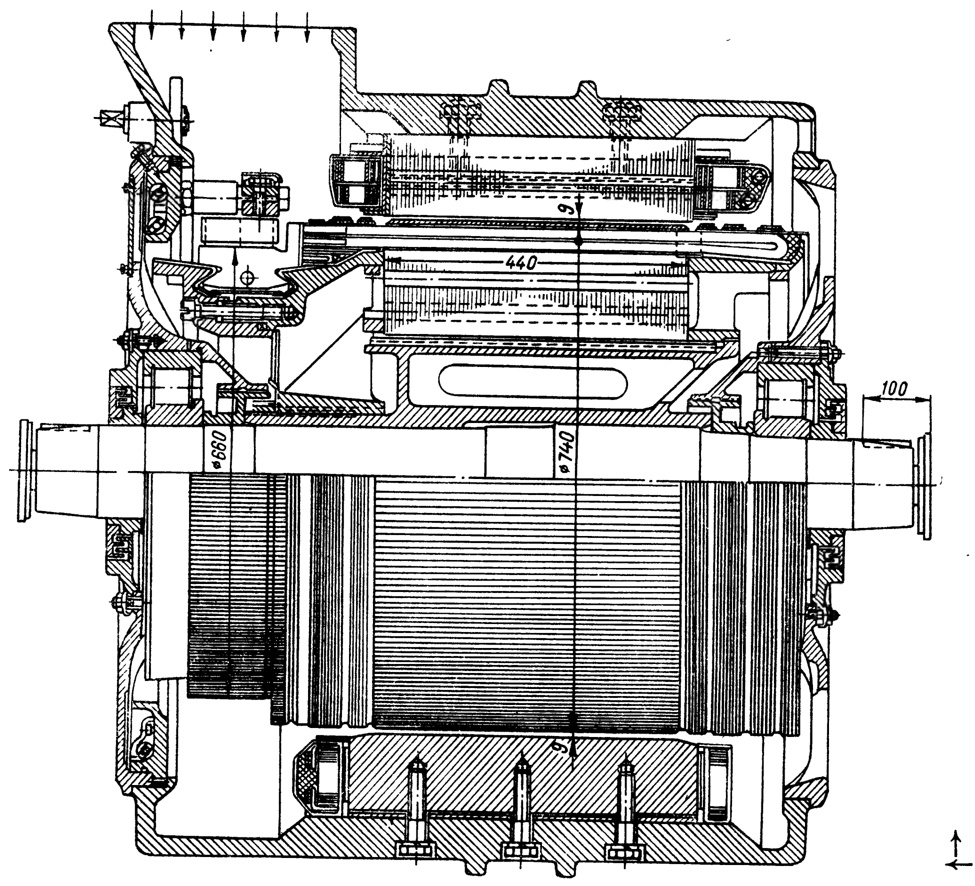


Рис. 4-3. Тяговый двигатель НБ-412

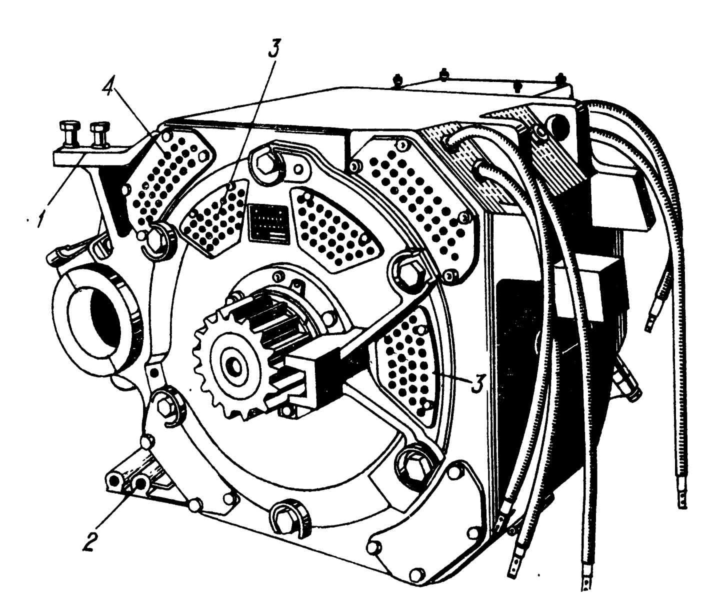
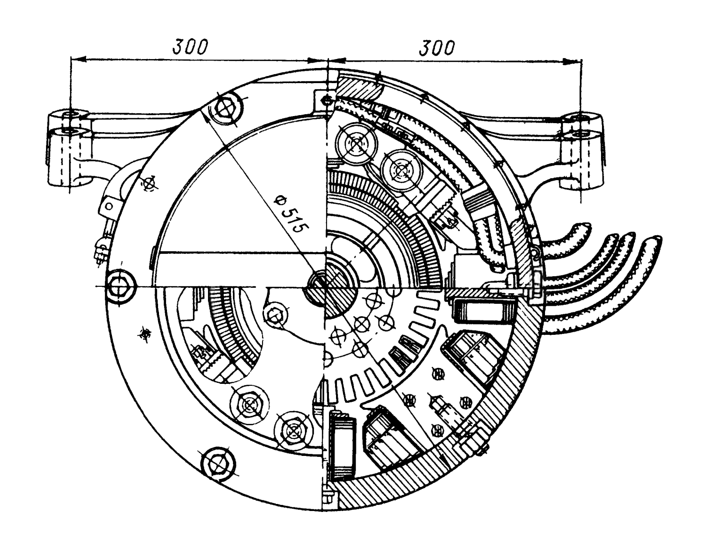


Рис. 4-4. Тяговый двигатель с независимой вентиляцией (вид со стороны заднего подшипникового щита)



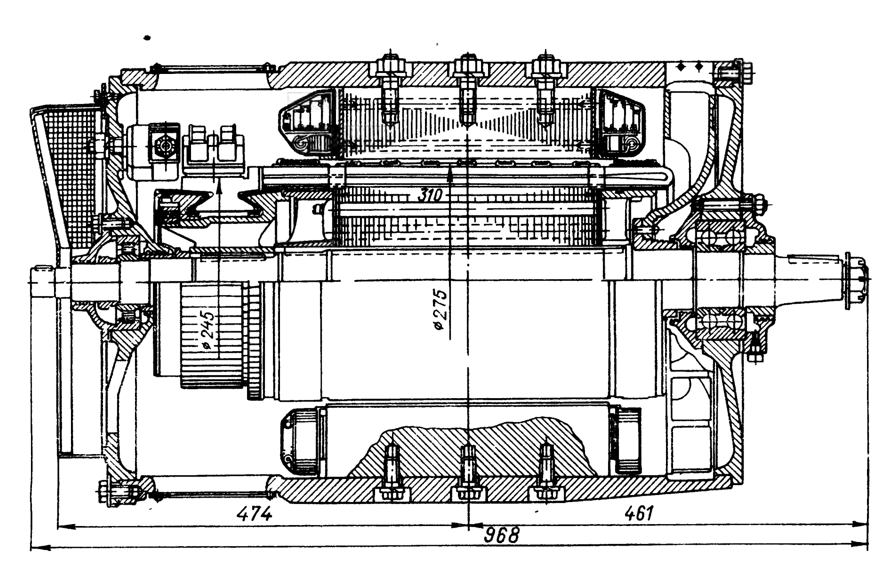


Рис. 4-6. Троллейбусный двигатель ДК-202 с цилиндрической станиной

← Рис. 4-5. Крышка коллекторного люка подвесно-осевого двигателя выпрямленного тока

кольцо *1*, собранное из сегментов и стянутое шпильками между массивными торцовыми кольцами *2*. К кольцам прикрепляются подшипниковые щиты. Главные и добавочные полюсы прикрепляются к расслоенному кольцу, как обычно, болтами.

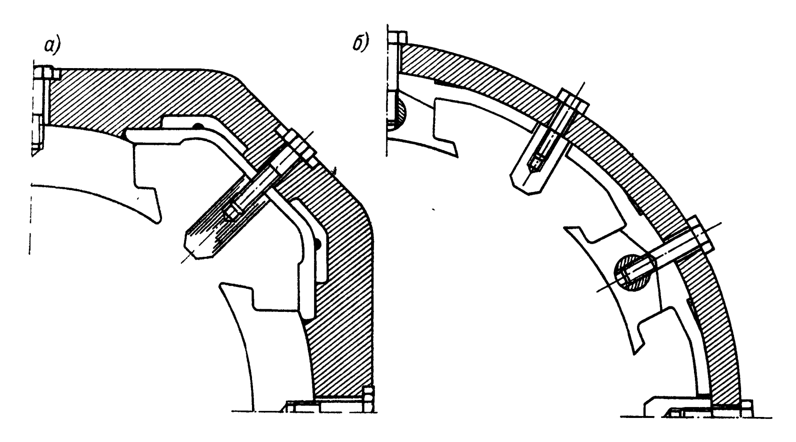


Рис. 4-7. Расслоенные междуполюсные вставки магнитопровода станины фирмы «ЕЕ» (*а*) и завода НЭВЗ (*б*)

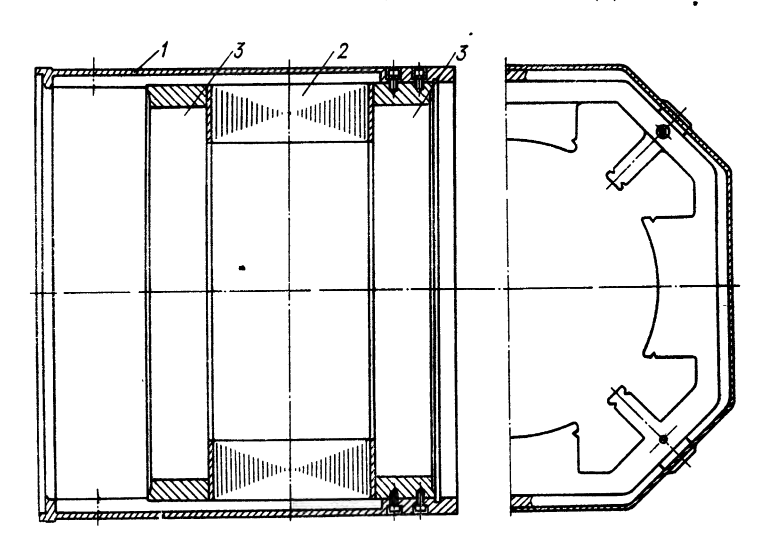


Рис. 4-8. Станина с полностью расслоенным магнитопроводом

Для закрепления машины в тележке или на раме кузова на станинах имеются или лапы (как в машинах общего назначения), или же специальные обработанные консоли-носики (рис. 1-3 и 1-4) и приливы для моторно-осевых подшипников.

Б. Главные полюсы

Сердечник главного полюса в тяговых машинах штампуется вместе с наконечником (рис. 4-9) из листовой стали Ст.2 толщиной 1—1,5 мм. В мощных машинах применяется электротехническая холоднокатаная сталь Э310 или Э330 толщиной 0,5 мм, имеющая более высокую магнитную проницаемость. Отдельные листы стягиваются между концевыми пластинами *1* из стального литья или проката посредством четырех или большего числа заклепок *2*. Общая площадь сечения заклепок для обеспечения монолитности полюса должна быть не менее 0,02 общей площади штамповки. Развальцовка головок заклепок должна производиться под прессом при давлении примерно

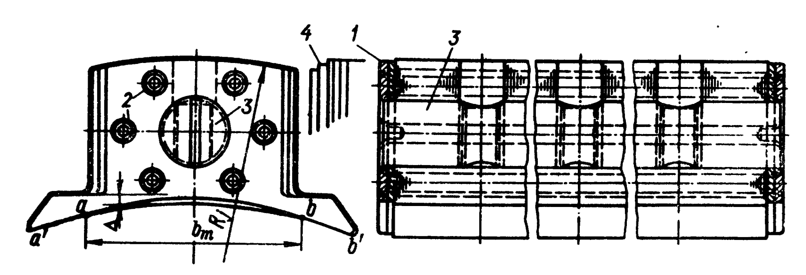


Рис. 4-9. Сердечник главного полюса

$(20\div25)\cdot10^5$ Па. Углы концевых пластин, а частично и сердечника полюса, скругляются или срезаются по плоскостям в виде фасок *4*, благодаря чему облегчается загибание витков катушек. Это играет заметную роль, если катушки выполняются из полосовой меди, загибаемой на ребро. Для крепления полюса к станине болты или шпильки с корончатыми гайками ввертываются или непосредственно в отверстия в теле полюса, или в стержень *3*, который пропускается через все листы полюса. Последний способ крепления придает бо́льшую жесткость полюсу, что является особенно важным для опорно-осевых двигателей.

Дуга, по которой сердечник прилегает к станине, выполняется радиусом R_j, равным радиусу расточки станины (или на 2—3 мм бо́льшим). Со стороны, обращенной к якорю, в малых машинах наконечник полюса по дуге ab (рис. 4-10) очерчивается радиусом R, равным $0{,}5\ D_a+\delta_0$, а участки $a'a$ и bb' выполняются прямолинейными, так чтобы в точках a' и b' зазор на краю полюсного наконечника $\delta_{кр}$ получился равным двойному значению зазора δ_0. В машинах с большой реакцией якоря (без компенсационной обмотки) наконечники полюсов выполняются с эксцентрическим зазором, т. е. с очертанием по радиусу, значительно превосходящему радиус якоря. Обычно при

этом отношение $\delta_{кр}/\delta_0'$ принимается равным 2,5—3, тогда расчетный зазор δ можно определить по формуле

$$\delta = \delta_0' + \frac{1}{3}\left(\delta_{кр} - \delta_0'\right). \qquad (4\text{-}1)$$

Значение δ выбирается при электрическом расчете машины.

Очертание консольной части наконечника полюса выбирается таким, чтобы индукция в самой узкой части не превышала 2,2 Т в номинальном режиме работы машины, без учета влияния реакции якоря. При $2p=2$ или $2p=4$ следует проверить, чтобы поверхность прилегания катушек к полкам полюсов не оказалась чрезмерно близко к поверхности якоря. Значение Δ не должно быть меньше 4—6 мм (рис. 4-10).

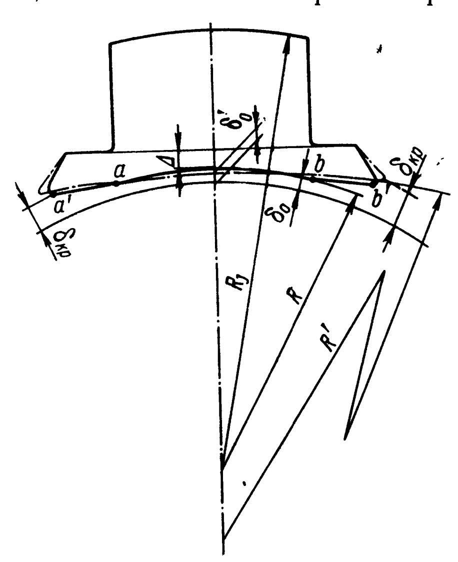


Рис. 4-10. Очертание наконечника главного полюса

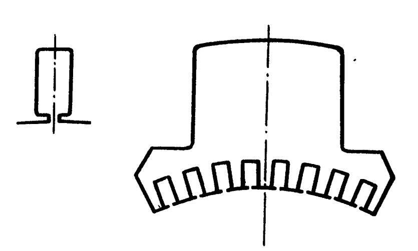


Рис. 4-11. Полюс с радиальными пазами для компенсационной обмотки

Магнитные полюсы машины с компенсационной обмоткой исполняются с наконечниками, утолщенными для размещения в них пазов (рис. 4-11). Обычно пазы располагаются радиально и выполняются полузакрытыми. Крайние пазы крупных полюсов делаются закрытыми с целью придания бо́льшей прочности ограничивающим их зубцам. Этой же цели можно добиться сдвигом пазов к середине полюсов, оставляя размещение пазовых шлицов равномерным. При скошенных пазах якоря на одно пазовое деление шаг компенсационной обмотки допустимо выбирать одинаковым с пазовым делением якоря.

Компенсационная обмотка выполняется из стержней, изоляция которых рассчитана на напряжение машины по отношению к земле. При полузакрытых пазах обмотка в виде вилок заводится в пазы, затем концы этих вилок загибаются и припаиваются к таким же загнутым концам вилок обмотки другого по-

люса. На заводе НЭВЗ изготовляются тяговые двигатели с катушками компенсационной обмотки, закладывающейся комплектно в открытые пазы, параллельно расположенные на различных полюсах (рис. 4-12). После размещения катушек в пазах они закрепляются клиньями.

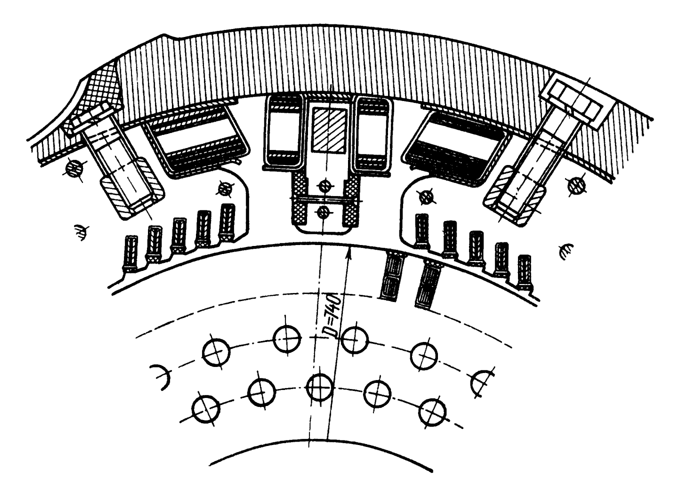


Рис. 4-12. Компенсационная обмотка с закладывающимися катушками (завод НЭВЗ)

В. Добавочные полюсы

Различные исполнения добавочных полюсов приведены на рис. 4-13. Первые две конструкции имеют применение в современном тяговом электромашиностроении. Сердечник полюса и

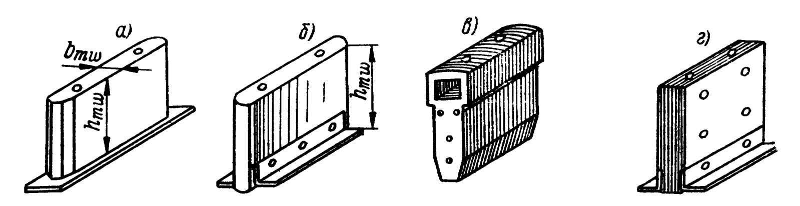


Рис. 4-13. Добавочные полюсы различной формы: *а* — с отдельным наконечником; *б* — массивный с полочками; *в* — поперечно расслоенный; *г* — продольно расслоенный

его наконечник изготовляются обычно из одной поковки (рис. 4-13, *а*). Полочки (рис. 4-13, *б*), служащие для поддержания катушек, выполняются из немагнитных материалов и прикрепляются заклепками к телу полюса или же привариваются по окружности отверстий *3* в полочках (рис. 4-14). Сердечники полюсов *1* в обоих случаях выполняются из мягкой

отожженной стали. Латунные прокладки 2 создают дополнительное линейное магнитное сопротивление в цепи добавочных полюсов. Прокладки для двигателей выпрямленного тока французскими заводами фирмы «Альстом» выполняются с прорезями, назначение которых — уменьшение вихревых токов в прокладках, а следовательно, и уменьшение демпфирования ими переменной составляющей коммутирующего потока. С целью сохранения характеристики добавочных полюсов (постоянство немагнитного зазора) при разборках двигателей в эксплуатации прокладки 2 зажимаются между двумя частями добавочного полюса.

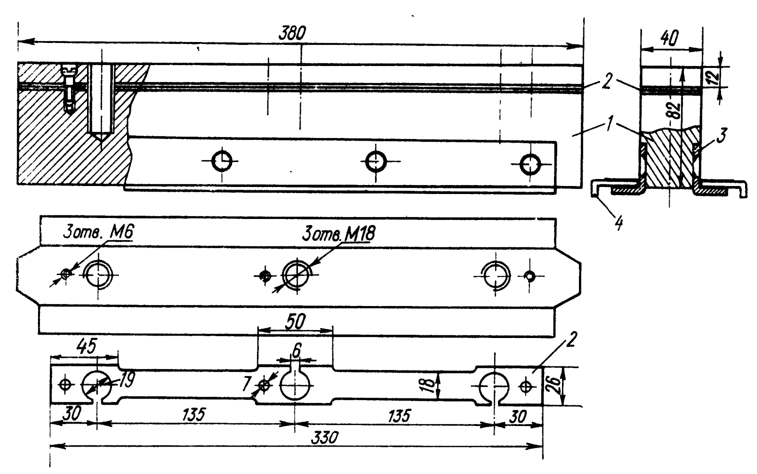


Рис. 4-14. Добавочный полюс двигателя ТАО-649В1

Полюсы, собранные из отдельных листов, имеют то преимущество перед массивными, что в них не сказывается задерживающее влияние вихревых токов на скорость изменения потока добавочных полюсов, благодаря чему несколько облегчается коммутация при переходных режимах.

Однако ввиду относительно большого пути магнитного потока по массивным частям станины влияние такого устройства добавочных полюсов на коммутацию машины при бросках тока все же невелико.

Болты для крепления добавочных полюсов желательно применять из немагнитной стали.

4-2. Расчет крепления полюсов

А. Главные полюсы

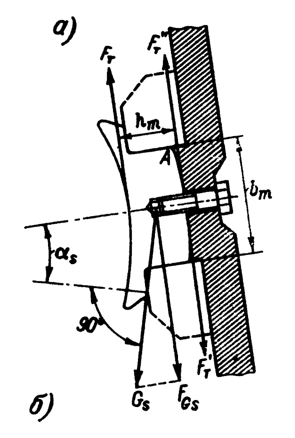
Силами, действующими на болты, которые притягивают полюс к станине двигателя, являются: тангенциальное усилие от действия вращающего момента, магнитное притяжение и вес

полюса с обмоткой. Магнитным притяжением можно пренебречь, так как сила притяжения полюса к станине больше силы притяжения к якорю.

Вращающий момент M создает на каждом полюсе тангенциальную (касательную) силу

$$F_{т} = \frac{M}{pD_a}. \tag{4-2}$$

Если эту силу перенести в точку закрепления полюса, то необходимо будет считаться с появлением момента пары сил $F_т$ $F_т'$ с плечом h_m и сдвигающей силой $F_т''$. Пара сил стремится повернуть полюс относительно точки A (рис. 4-15, *а*), сдвигающая сила стремится сместить полюс относительно станины.



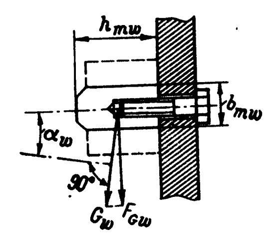


Рис. 4-15. Схема сил, действующих на болты крепления главных (*а*) и добавочных (*б*) полюсов

Пусть машина должна выдерживать m-кратную резкую перегрузку в отношении номинального момента M. Учитывая возможность ударного приложения вращающего момента, сила затяга $\Sigma F_б'$ всех болтов одного полюса должна создавать относительно точки A вдвое больший момент, чем сила $F_т$, т. е.

$$\frac{\sum F_б' b_m}{2} = \frac{mM2h_m}{pD_a}.$$

Из последнего равенства следует

$$\sum F_б' = 4\frac{h_m}{b_m}\cdot\frac{mM}{pD_a}. \tag{4-3}$$

Для противодействия сдвигающей силе $mF_т''$ затягом болтов должна быть создана сила трения $\Sigma F_б''\mu_j$.

Таким образом,

$$\sum F_б'' = \frac{mM}{\mu_j pD_a}. \tag{4-4}$$

Коэффициент трения стали по стали μ_j можно принять 0,19.

При прохождении рельсовых стыков со скоростью 80 км/ч и выше ось при удовлетворительном состоянии пути испытывает силы, приводящие к ускорению, в 10—12 раз превышающему ускорение силы тяжести. Если осевая линия полюса наклонена к горизонту под углом α_S (рис. 4—15, *а*), то сила, сдвигающая полюс, равна

$$F_{GS} = m_g G_S \cos\alpha_S. \tag{4-5}$$

Здесь: m_g — кратность ускорения (для полюса, ближайшего к оси, ее можно принять равной 10); G_S — сила тяжести полюса, Н.

Для того чтобы обеспечить необходимую силу трения, сила затяга болтов должна быть равна

$$\sum F_б''' = \frac{m_g G_S \cos\alpha_S}{\mu_j}. \qquad (4\text{-}6)$$

Болты должны быть рассчитаны на бóльшую из этих трех сил затяга. Для опорно-рамных двигателей и вообще для машин, установленных в кузове локомотива, m_g получается не выше 2, и поэтому величина $\Sigma F_б'''$ всегда оказывается меньше одной из двух первых величин.

Б. Добавочные полюсы

Основной причиной, вызывающей силу, действующую на добавочные полюсы, являются толчки при прохождении рельсовых стыков с высокой скоростью. Можно положить, что полюс будет испытывать ускорение, в m_g раз превышающее ускорение силы тяжести.

Тогда аналогично предыдущему можем написать уравнение моментов (рис. 4-15, *б*).

$$F_{Gw} 0{,}5 h_{mw} = \sum F_б' \cdot 0{,}5 b_{mw},$$

где

$$F_{Gw} = m_g G_w \cos\alpha_w,$$

причем G_w — сила тяжести добавочного полюса с катушкой, Н. С коэффициентом запаса 2 получается

$$\sum F_б' = m_g G_w \cos\alpha_w \frac{h_{mw}}{b_{mw}}, \qquad (4\text{-}7)$$

а также, аналогично выражению (4-5),

$$\sum F_б'' = \frac{2}{\mu_j} m_g G_w \cos\alpha_w. \qquad (4\text{-}8)$$

И здесь болты должны рассчитываться на бóльшую из этих двух сил.

Растягивающие напряжения в болтах по внутреннему диаметру резьбы с учетом коэффициента концентрации напряжений под резьбой $k=2$ не должны превышать 0,8 предела текучести σ_S, т. е. следующих значений (для различных марок сталей)

Ст. 3 . . . . $1800 \cdot 10^5$ Па
Ст. 45 . . . . $2650 \cdot 10^5$ Па
Ст. 40 . . . . $3000 \cdot 10^5$ Па

Чтобы полюс не поворачивался относительно станины, он должен крепиться не менее чем двумя болтами. Диаметры и число болтов для крепления главных и добавочных полюсов следует выбирать одинаковыми, если это позволяет ширина добавочного полюса. Не следует применять болты диаметром меньше 16 мм во избежание их обрыва при затяге.

Пример расчета. Болты добавочных полюсов тяговых двигателей ДПЭ-400 в весеннее время, когда состояние пути было наименее удовлетворительным, обрывались в своей нерезьбованной части. Болты имели $d=2,86$ см (1 1/8″), сечение под резьбой $q_б=4,5$ см², на полюс приходилось три болта из немагнитной стали. Масса полюса с катушкой 27+55=82 кг, $b_{mw}=5,1$ см, $h_{mw}=9,5$ см. Расчет ведем по (4-8), принимая $m_g=10$; $\mu_j=0,19$ и $\alpha_w=45°$ (рис. 4-15, *б*). Тогда

$$\sum F''_б=\frac{2m_gG_w\cos\alpha_w}{\mu_j}=\frac{2\cdot10\cdot805\cdot0,707}{0,19}=59\,800\ \text{Н}.$$

Напряжение в болтах под резьбой

$$\sigma=\frac{\sum F''_б k}{n_б q_б}=\frac{59\,800\cdot2,0}{3\cdot4,5\cdot10^{-4}}=885\cdot10^5\ \text{Па}.$$

Немагнитная сталь, из которой исполнялись болты, имела предел текучести не ниже $2000\cdot10^5$ Га. Следовательно, такие напряжения болты должны бы безопасно выдерживать. Вероятными причинами обрыва болтов были комбинации следующих обстоятельств: очень плохое состояние пути, доводившее m_g до 20, а возможно, и выше; неодинаковый затяг болтов; неправильно заточенный резец для нарезки резьбы — острый угол у резца, что повышало коэффициент концентрации напряжений k до трех.

4-3. Обмотки полюсов и междукатушечные соединения

А. Проволочные катушки

У двигателей малых мощностей, а также трамвайных и троллейбусных, катушки главных и добавочных полюсов выполняются из проводов круглого или прямоугольного сечения марки ПСД. Для сечения до 30—36 мм² возможно применение квадратного провода. При бо́льших же сечениях загиб меди становится затруднительным, и поэтому применяют медь прямоугольного сечения с отношением большей стороны к меньшей 2 или 2,5. Выводы катушек делают из медных полос толщиной 1,5—2,0 мм.

Наружная изоляция катушек выполняется из нескольких слоев изоляционных лент; толщина изоляции выбирается в зависимости от величины подводимого к машине напряжения.

Размеры таких катушек определяются суммой толщин медных изолированных проводов с учетом разбухания, а также пропитки и компаундирования. Не подвергающиеся компаундированию катушки имеют каркас из листовой стали толщиной 0,5—1,0 мм (рис. 4-23, *б*).

Для укрепления компаундированных катушек на полюсе под ними со стороны зазора помещается поддерживающая рамка *2* из немагнитной стали (рис. 4-16, *в*), а со стороны станины они отжимаются стальными пружинными рамками (рис. 4-16, *а*). Последняя образуется из двух волнообразных полос *3* и двух поперечин *1*, имеющих плоскую форму. Вместо волнообразных полос возможно применение пружин *6* (рис. 4-16, *б*). Рамка иг-

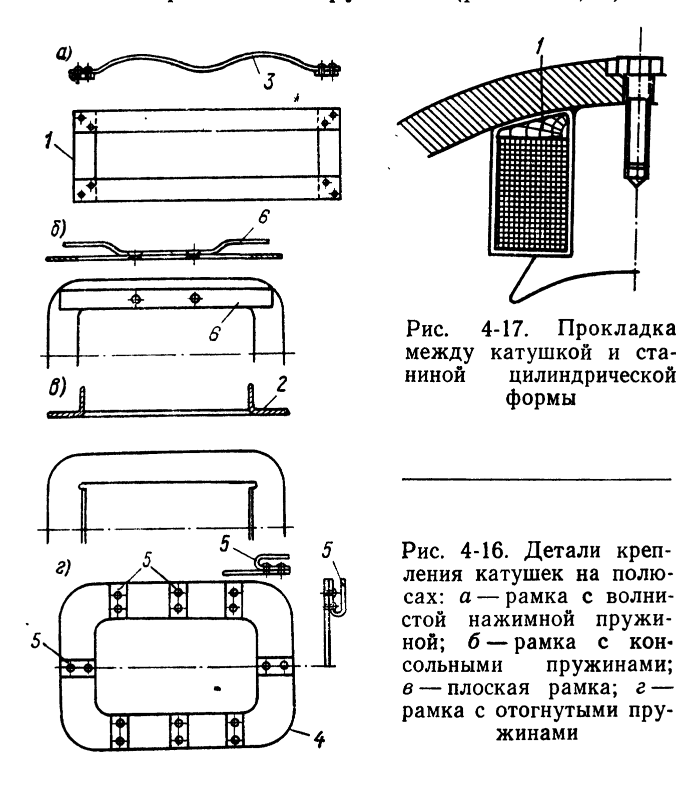


Рис. 4-17. Прокладка между катушкой и станиной цилиндрической формы

Рис. 4-16. Детали крепления катушек на полюсах: *а* — рамка с волнистой нажимной пружиной; *б* — рамка с консольными пружинами; *в* — плоская рамка; *г* — рамка с отогнутыми пружинами

рает роль своего рода рессоры при смещениях катушек по полюсу, вызываемых изменением тока, текущего по катушке, и толчками при прохождении рельсовых стыков. При цилиндрических станинах под наружную изоляцию катушки ставятся бруски *1* из пропитанного дерева (рис. 4-17) или же пружинные рамки *4* (рис. 4-16, *г*) отжимаемые стальными пружинами *5*.

Б. Полосовые катушки

Катушки из полосовой меди могут выполняться в виде плоских спиралей, в которых каждый последующий виток укладывается на предыдущий (рис. 4-18), или в виде однорядной винтовой обмотки, когда каждый последующий виток укладыва-

ется рядом с предыдущим и провод сгибается на ребро (рис. 4-19).

В крупных двигателях катушки выполняются из двух спиралей. Одной спирали придают левое направление вращения, а другой — правое. Внутренние витки спиралей соединяются между собой. Переход из одной спирали в другую выполняется посредством припаянной припоями ПОС-40 или ПСр 22 пере-

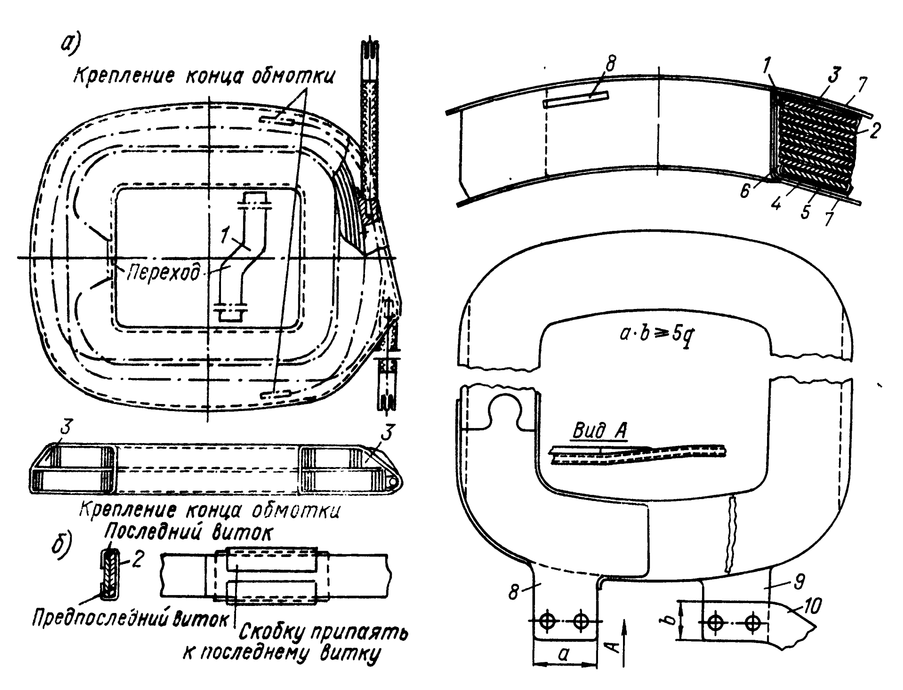


Рис. 4-18. Катушка главного полюса из полосовой меди с кабельными выводами: *а* — катушка; *б* — крепление последнего витка

Рис. 4-19. Катушка главного полюса
1 — изоляция от полюса; *2* — слой эмали; *3, 4, 5* — изоляция крайних витков; *6* — компаунд; *7* — внешняя изоляция; *8, 9* — выводы; *10* — соединительная шина

ходной полосы. Чаще обходятся без переходной полосы, для чего намотку спиралей производят «из середины». Предварительно заготавливается полоса меди на пару спиралей с загибом *1* на ребро в той части полосы (рис. 4-18, *а*), где намечен внутренний переход из одной спирали в другую. Переход выполняется на торцовой стороне катушки, последний виток спирали закрепляется скобкой *2* (рис. 4-18, *б*). Для ослабления главного поля применяют секционированные катушки, которые исполняются из 2—3 спиралей.

Изоляция витков полосовых катушек осуществляется полосками миканита или асбеста толщиной 0,35 мм. Размеры таких

катушек по ширине определяются суммой толщин проводов, изоляционных прокладок между ними с припуском 6—8% на неплотность прилегания витков друг к другу и, наконец, толщиной внешней изоляции. Размер по высоте определяется суммой двух ширин медной полосы плюс 1 мм на выступание прокладок между витками. Между спиралями прокладывается миканит толщиной 0,5 мм, что следует учесть, так же как и толщину внешней изоляции (табл. 13-3).

Пространство *3* между внешней изоляцией и витками заполняется компаундом.

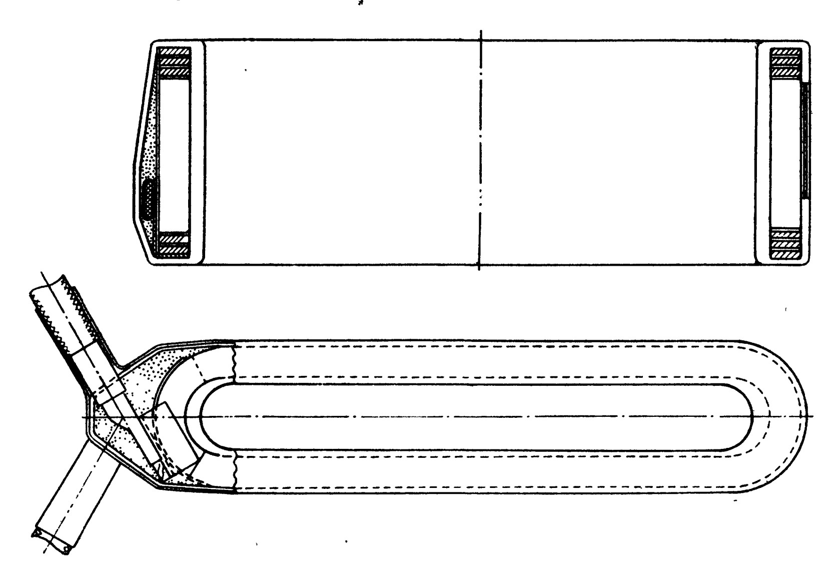


Рис. 4-20. Катушка добавочного полюса с кабельными выводами

Выводные концы выполняются из той же полосы или же к концу каждого из наружных витков спирали приклепывается и припаивается наконечник (рис. 4-18 и 4-20), в который до наложения изоляции на катушку впаивается короткий конец кабеля с припаянным наконечником для междукатушечных соединений.

Катушки главных полюсов машин со смешанным возбуждением состоят из нескольких разных катушек, охваченных общей для всех изоляцией. При наличии лишь параллельной и последовательной обмоток последняя выполняется из шинной меди и располагается с таким расчетом, чтобы лучше использовать имеющееся для катушек пространство и упростить устройство выводных зажимов.

В четырехполюсных машинах с цилиндрической станиной технологически проще выполнять параллельную обмотку сту-

пенчатой формы. Последовательная обмотка, выполненная из одиночной полосовой спирали (рис. 4-21), при расположении ближе к наконечнику полюса позволяет лучше использовать место между полюсами. Еще лучше было бы использовано пространство, если бы последовательная обмотка была выполнена из пары спиралей.

Катушка параллельной обмотки частично изолирована покровной изоляцией, а затем обе катушки изолируются общей изоляцией до требуемой толщины. При изоляции класса A или

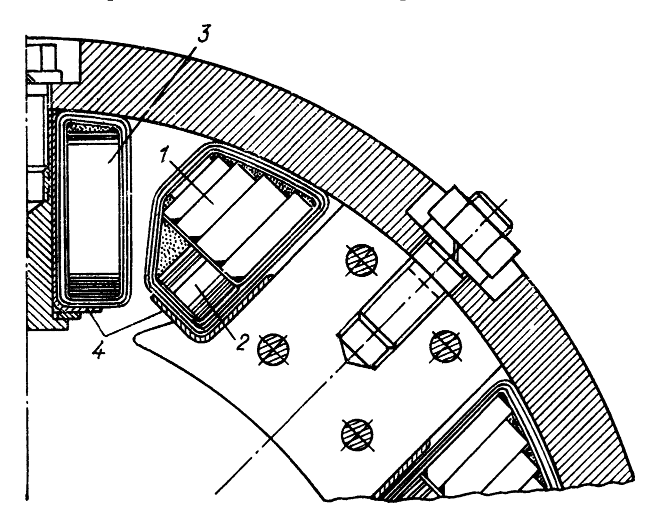


Рис. 4-21. Обмотка смешанного возбуждения

1 — катушка независимого возбуждения; *2* — катушка последовательного возбуждения; *3* — обмотка добавочных полюсов; *4* — защитные рамки катушки

B наружная изоляция выполняется киперной лентой, а при изоляции класса F и H — лентой из стеклоткани.

Катушка опирается на полюс посредством фланца *4* (рис. 4-14) из листовой стали толщиной 2 мм. Края фланца отогнуты на 2 мм и для обеспечения пружинящих свойств фланцы термически обрабатываются. Для предупреждения ослабления посадки катушки на полюс между станиной и катушкой закладываются стальные пружинные рамки (рис. 4-16, *а*).

Катушки главных полюсов тепловозных генераторов имеют пусковую обмотку, выполненную из плоской спирали (рис. 4-22) и расположенную внутри катушки обмотки независимого возбуждения. Обе катушки надеты на общий каркас *1* из листовой стали толщиной 1 мм. Отогнутые борта каркаса удерживают рамки из текстолита *2* и *3*. На каркас наложено четыре слоя гибкого стекломиканита толщиной 0,4 мм на кремнийорганическом лаке и один слой стеклолакоткани толщиной 0,15 мм.

Между витками пусковой обмотки проложен гибкий стекломиканит толщиной 0,4 мм, между торцами этой обмотки и бортами каркаса — стеклотекстолитовые планки. Обмотка независимого возбуждения намотана из провода с двойной стеклянной изоляцией. В процессе намотки каждый слой промазывается кремнийорганическим компаундом, затем снаружи вся катушка покрывается кремнийорганической эмалью и запекается. Выводы обмотки пропаяны тугоплавким припоем.

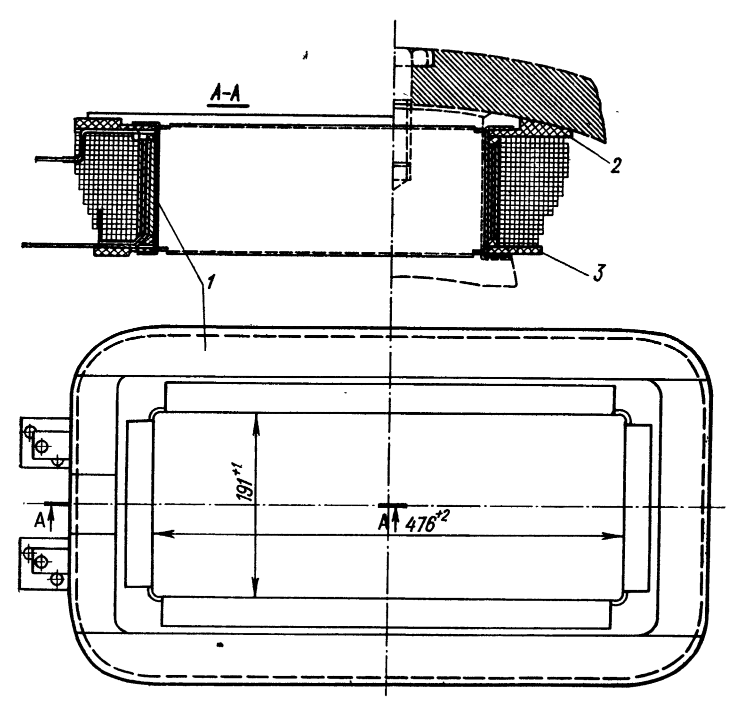


Рис. 4-22. Катушка главного полюса тепловозного генератора

Возбудители тепловозных генераторов имеют по нескольку разных обмоток на главных полюсах (рис. 4-23).

Обмотка *1* питается от вспомогательного генератора, т. е. от источника постоянного напряжения; обмотка *2* питается от тахогенератора для более точного поддержания постоянства мощности дизеля; обмотка *3* питается от другого тахогенератора и служит для поддержания постоянного значения пускового тока и его ограничения; обмотка *4* действует согласно с *1* и служит для компенсации реакции якоря возбудителя.

Обмотки независимого и параллельного возбуждения выполнены из круглого провода ПЭЛБО; регулирующая обмотка — из плоского провода ПБД. Между этими обмотками проложены

два слоя электрокартона толщиной по 0,5 мм. Катушка в целом изолирована двумя слоями миканита толщиной по 0,5 мм и одним слоем тафтяной ленты. Катушка ограничения тока имеет такую же наружную изоляцию. Последовательная обмотка —

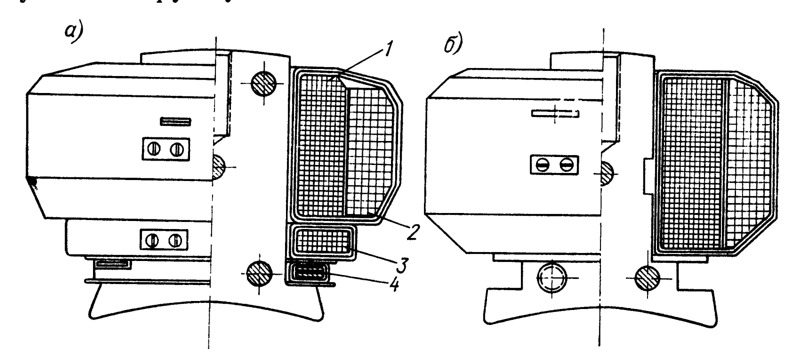


Рис. 4-23. Катушки главных полюсов возбудителя ненасыщенного (*а*) и насыщенного (*б*) полюса

1 — обмотка независимого возбуждения; 2 — регулирующая обмотка; 3 — обмотка ограничения тока; 4 — последовательная обмотка

два витка голой полосовой меди с прокладками из миканита толщиной 0,17 мм и одним слоем стеклоленты толщиной 0,15 мм. С обеих сторон этой катушки — прокладки из электрокартона толщиной 1,5 мм.

В. Междукатушечные соединения и выводы

Соединения между катушками и щеткодержателями производятся в большинстве случев кабелями типа ПС 1000, ПС 3000 и ПС 4000 в зависимости от напряжения, причем кабель ПС 1000

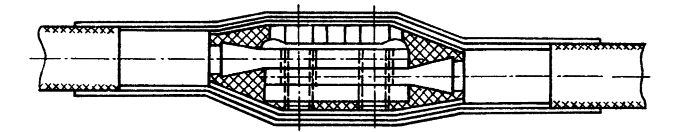


Рис. 4-24. Междукатушечное болтовое соединение

(на 1000 В) рекомендуется применять только для машин с напряжением 250 В и ниже. Для машин с кремнийорганической изоляцией применяется кабель марки РКГМ.

Наконечники кабелей (рис. 4-24) соединяются посредством двух болтов; соединение обмазывается замазкой и изолируется лакотканью и киперной лентой (классы A и B) или лентой из стеклоткани и липкой стеклянной ленты (классы F и H). Сечение соединенительных кабелей подбирается по длительному току согласно табл. 4-1.

Для закрытых невентилируемых машин выбор кабеля должен производиться по току, который не должен превышать 0,6 значения тока в часовом режиме. Что касается двигателей с осевой подвеской, то в них не рекомендуется (во всяком случае, для силовой цепи) применение кабеля сечением меньше 16—25 мм^2 по соображениям его механической прочности.

Таблица 4-1

Допустимые нагрузки соединительных кабелей

Номинальное сечение жилы кабеля, мм^2	Наибольшие длительно допустимые нагрузки, А	
	вентилируемая машина	закрытая машина
6	40	27
10	60	40
16	90	60
25	130	85
35	165	110
50	220	150
70	280	185
95	350	235
120	410	280
150	470	320
185	530	370
240	650	440
300	750	520

В некоторых трамвайных двигателях, а также в крупных двигателях с большим током (например, тепловозных), встречаются междукатушечные и другие соединения, выполненные с помощью шин вместо кабеля.

Крепление соединительных шин к станине осуществляется стальными скобками.

Весьма важное значение имеет надежная конструкция выводов кабелей из машины. Для крупных тяговых двигателей выводной кабель берется усиленный — марки ПМУ, для небольших машин допустимо применение кабелей ПС 3000 или ПС 4000.

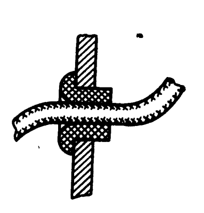


Рис. 4-25. Вывод кабелей из машины через свободную перех о д н у ю втулку

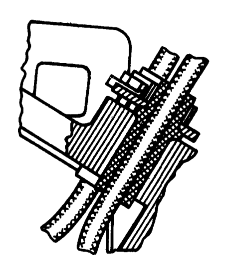


Рис. 4-26. Вывод кабелей из машины через зажатую втулку

В машинах городского транспорта кабели выводятся через резиновые втулки (рис. 4-25) без закрепления. В железнодорожных машинах делается закрепление резиновых втулок с зажимом в них кабеля, как показано на рис. 4-26.

В ряде случаев кабели закрепляются у втулок при помощи зажимов (рис. 11-1) или в коробке зажимов.

В однофазных двигателях ввиду большого тока кабели включаются параллельно. Для выводов, как правило, на корпусе двигателя предусматривается специальная коробка (рис. 3-16 и 3-20).

4-4. Статоры машин переменного тока

В тяговых машинах переменного тока магнитопровод, выполняемый из листовой электротехнической стали, не может служить одновременно станиной машины ввиду недостаточной устойчивости его формы, поэтому он закрепляется в корпусе статора. Толщина стенок корпуса определяется из соображений прочности и условий сопряжения с другими частями машины: подшипниковыми щитами и воздухоподводящими деталями. Внутренние продольные и радиальные стенки и ребра корпуса должны образовывать каналы, определяемые вентиляционной схемой машины. Наконец, на конструкцию корпуса тяговых двигателей существенное влияние оказывает наличие моторно-осевых подшипников и прочих деталей крепления двигателей.

Электродвигатели переменного тока для вспомогательных устройств электроподвижного состава (обычно трехфазные) являются машинами общего применения или специальными модификациями их.

Статоры крупных машин, используемых во вращающихся преобразователях, также по устройству подобны машинам общего применения.

Корпусы тяговых двигателей выполняются из листовой стали или сварными из стального проката. В том и другом случаях они бывают цельные или разделенные по длине на две части. В последнем случае одна из частей корпуса несет сердечник статора, а в другой размещаются щеточное устройство и люки для осмотра щеток.

Сердечник статора двигателя небольшой мощности (рис. 4-27) собирается из отдельных листов электротехнической стали и закрепляется в корпусе обычным образом, т. е. посредством нажимных колец, удерживаемых в осевом направлении закладными шпонками.

Форма пазов сердечника статора для размещения обмоток показана на рис. 4-28.

Выше, на рис. 3-16, приведен подвесно-осевой двигатель со сварным корпусом (рис. 4-29), вмещающим только сердечник статора. Коллекторная камера образуется отдельной частью корпуса и в ней размещается поворотная щеточная траверса и имеются люки для доступа к щеткам.

Цельный корпус сварного исполнения (рис. 11-8) цилиндрической формы имеет приваренные моторно-осевые подшип-

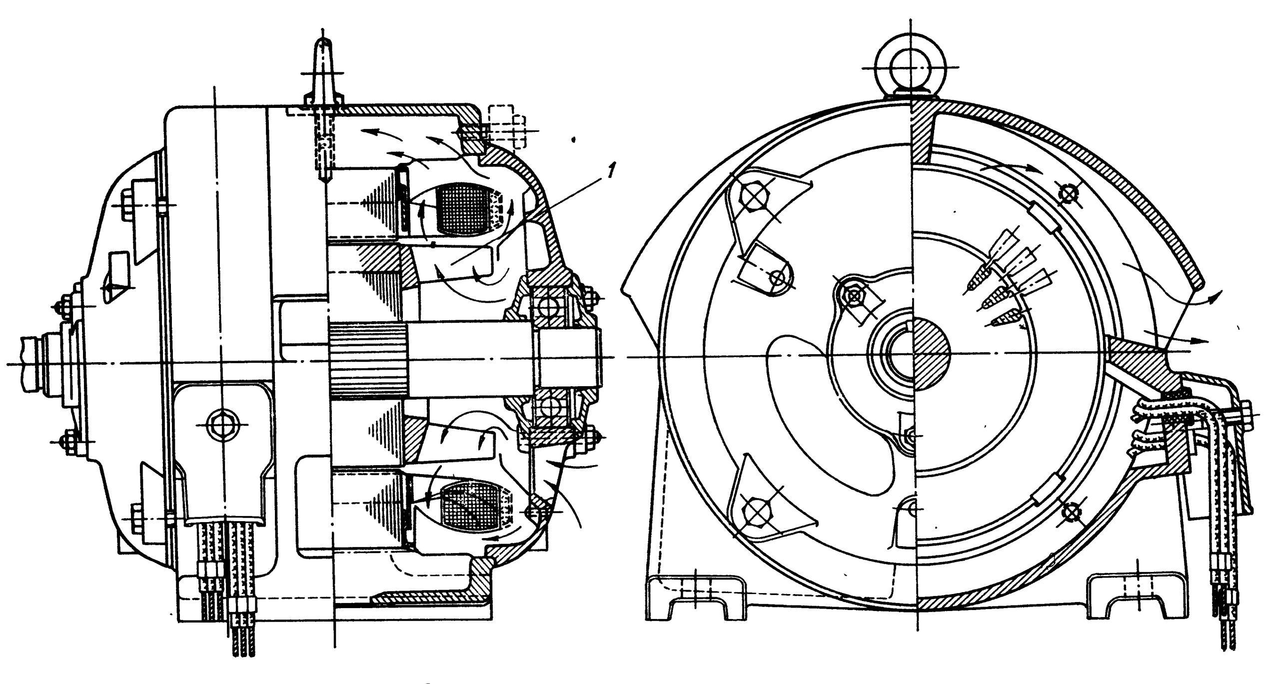


Рис. 4-27. Электродвигатель переменного тока единой серии

ники, радиальные и осевые ребра, обеспечивающие жесткость корпуса и создающие вентиляционные каналы.

Сердечник статора этой машины также собирается из листов электротехнической стали и стягивается стержнями *3* (рис. 4-30),

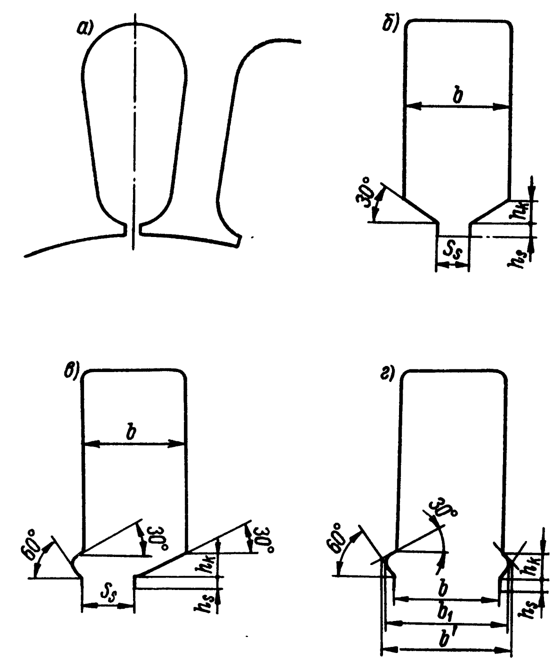


Рис. 4-28. Форма пазов статора: *а* — овальный полузакрытый; *б* — прямоугольный полузакрытый; *в* — полуоткрытый; *г* — открытый

закладываемыми в пазы, расположенные по наружной поверхности сердечника против главных полюсов. Стержни имеют Т-образные хвосты и закладываются в горячем состоянии для сжатия стяжных шайб *1* и *2* сердечника статора. Обмотанный сердечник запрессовывается в корпусе со стороны, обратной коллектору.

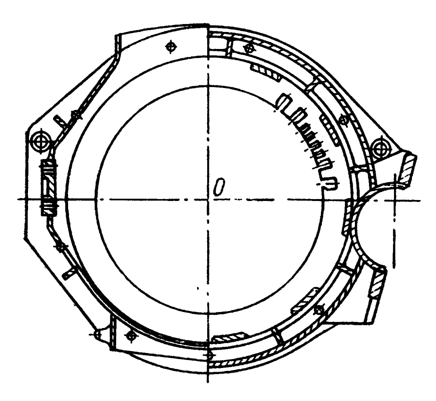


Рис. 4-29. Сварная станина двигателя однофазного тока

Наружный вид собранного двигателя однофазного тока со сварной станиной и моторно-осевыми подшипниками показан на рис. 3-20. На станине укреплена коробка зажимов и приварены подъемные ушки. С торца станины имеется канал для входа охлаждающего воздуха. Некоторые детали устройства статора этого двигателя показаны на схеме вентиляции машины (рис. 11-8).

Наиболее простым получается устройство корпуса у асинхронных двигателей с короткозамкнутым ротором. Сердечник статора этого двигателя собран на радиальных ребрах корпуса

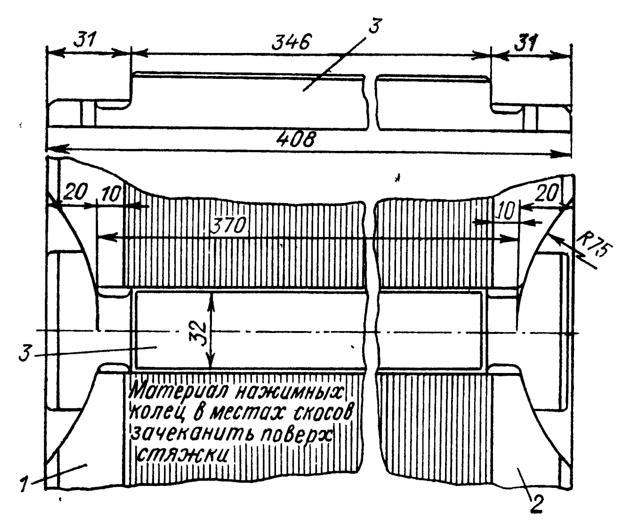


Рис. 4-30. Сердечник статора тягового двигателя, стянутый стяжками

и зажат нажимными шайбами, которые заклинены шпонками. Корпус выполнен сварным, в него вварены несущие части моторно-осевых подшипников.

4-5. Обмотки машин переменного тока

А. Общие положения

Однослойная групповая равнокатушечная обмотка имеет широкое распространение в машинах малой и средней мощности невысокого напряжения.

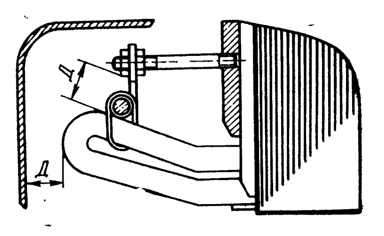


Рис. 4-31. Габариты лобовых соединений обмотки статора со стороны, обратной выводам из обмотки

В машинах большой мощности чаще применяется двухслойная равнокатушечная обмотка. Лобовые соединения в этом случае располагаются в двух конических поверхностях. Одновитковые катушки выполняются из отдельных стержней. Каждая из головок лобовых соединений является местом пайки стержней, образующих виток.

Для уменьшения потерь от пульсаций магнитного потока рассеяния стержень собирается из изолированных проводников малого сечения; эти проводники укладываются с транспозицией положения. В лобовых частях транспозиция проводников не

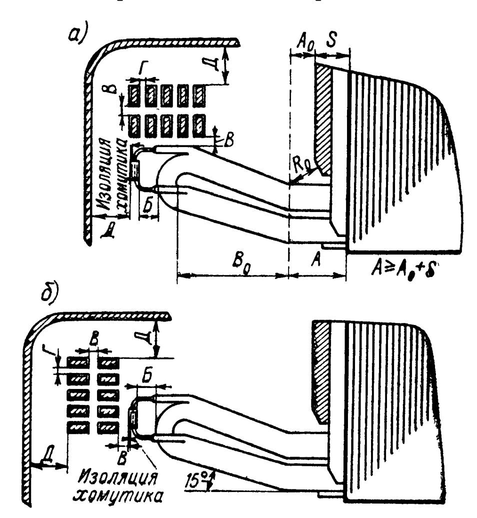


Рис. 4-32. Габариты лобовых соединений обмотки статора: *а* — для машины с ограниченной осевой длиной; *б* — для машины с ограниченным наружным диаметром

производится. Толщина изоляции и наименьшие расстояния от лобовых частей до заземленных частей статора (рис. 4-31, 4-32) приведены в табл. 4-2.

Таблица 4-2

Толщина изоляции e_1 и наименьшие расстояния от лобовых частей соединений до заземленных частей статора в зависимости от напряжения машины (мм)

Номинальное напряжение, В	e_1	A_0	*Б*	*В*	*Г*	*Д*
До 750	0,65	12,5	20	10	6	20
750 — 1000	0,95	15	20	12	6	25
1001 — 1500	1,25	20	20	12	7	30
1501 — 3000	1,55	32	25	15	7	35

Б. Трехфазные обмотки

В машинах трехфазного тока в настоящее время применяются главным образом двухслойные обмотки с одинаковыми катушками, укладываемыми в открытые пазы. На катушки накла-

дывается непрерывная изоляция обычно микалентой (класс B) или стеклолентой (класс F и H) одинаковой толщины как в пазовой части, так и в лобовых соединениях. Односторонняя толщина изоляции при различных рабочих напряжениях машины указана в табл. 4-2 — размер e_1. Там же указаны и расстояния между соседними лобовыми соединениями.

В подвесно-осевых тяговых двигателях постоянного тока возможная длина якоря l_a определяется значениями вылетов обмотки якоря. В машинах переменного тока такую же роль

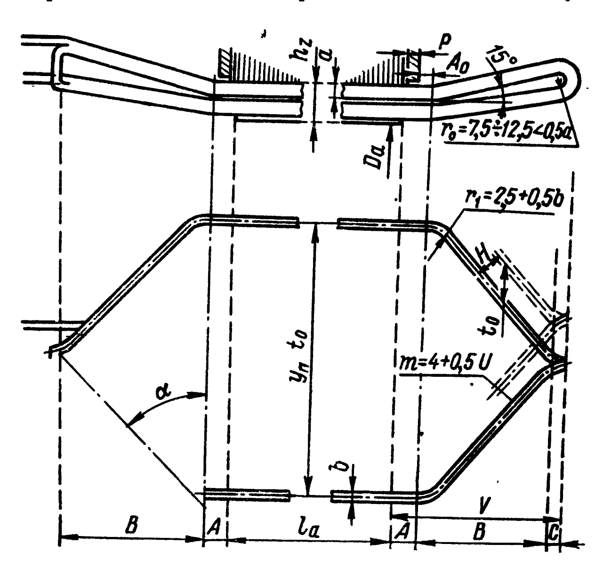


Рис. 4-33. К определению вылета лобовых соединений двухслойной обмотки

в ограничении активной длины статора играют длины лобовых соединений обмотки статора.

С достаточной для практических целей точностью значение вылета лобовых соединений обмотки статора (рис. 4-33) со стороны, обратной той, на которой выполнены выводы из обмотки, дает формула

$$V=A+B+C,$$

причем (рис. 4-32)

$$A \geqslant A_0+S,$$

где S — расстояние от сердечника статора до наружной поверхности нажимной плиты.

$$B=\left[0,5y_п t_0+2r_1\frac{1-\sin\alpha}{\sin\alpha}\right)\operatorname{tg}\alpha; \quad (4\text{-}9)$$

$$C=a+2e_1.$$

Здесь

$$\alpha = \arcsin \frac{H}{t_0}; \quad H = b + m;$$

$$t_0 = \frac{\pi [D_a + 2(h_z - a)]}{Z_1},$$

где Z_1 — число пазов статора; h_z — глубина паза, мм; a — высота катушки в пазовой части, мм; b — ширина паза, мм; $m = (1 \div 4) + 0{,}5U$ — расстояние между катушками по меди в лобовых частях, мм (U — линейное напряжение, кВ); $y_п$ — шаг катушки по пазам.

В. Обмотки статора однофазных коллекторных двигателей

Обмотка статора двигателей однофазного тока состоит из ряда катушек, закладываемых в пазы статора через расширенные пазовые прорези. По своей форме и характеру эти катушки напоминают катушки машин переменного тока общего назначения.

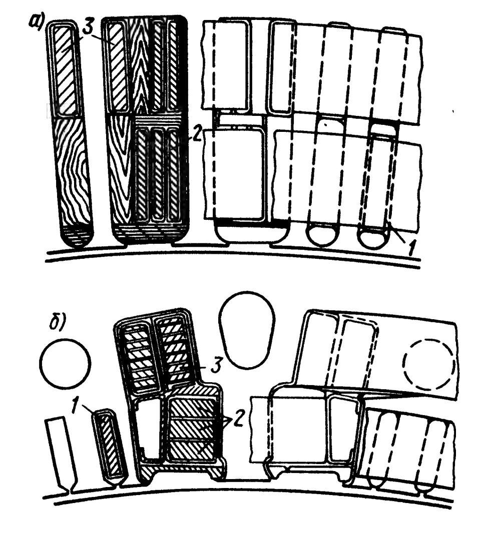


Рис. 4-34. Обмотка статора двигателя однофазного тока: *а* — протяжного исполнения; *б* — в виде катушек

Наиболее предпочтительным исполнением обмотки статора нужно считать такое, когда обмотка закладывается в пазы в виде законченных катушек. Рисунок 4-34 дает возможность сравнить устройство пазов статора двигателя однофазного тока одного из прежних исполнений (рис. 4-34, *а*) с современным (рис. 4-34, *б*). При современном исполнении пазы статора позволяют заложить обмотку возбуждения *3* и обмотку добавочных полюсов *2* во вполне законченном виде. Лишь компенсационную обмотку *1* приходится выполнять разрезной. Кроме того, в современных двигателях виткам обмотки придается более целесообразное расположение с целью уменьшения добавочных потерь. Изоляция паза обычно выполняется из миканита.

4-6. Щетки и щеткодержатели

А. Щетки

В электрических машинах применяются щетки четырех классов: медно-графитовые, угольно-графитовые, графитовые и электрографитные.

Медно-графитовые щетки применяются главным образом в синхронных машинах и иногда в низковольтных машинах постоянного тока. В других машинах постоянного тока применяются щетки остальных трех классов (марок). Выбор марки щетки производится по ГОСТ 2332—63.

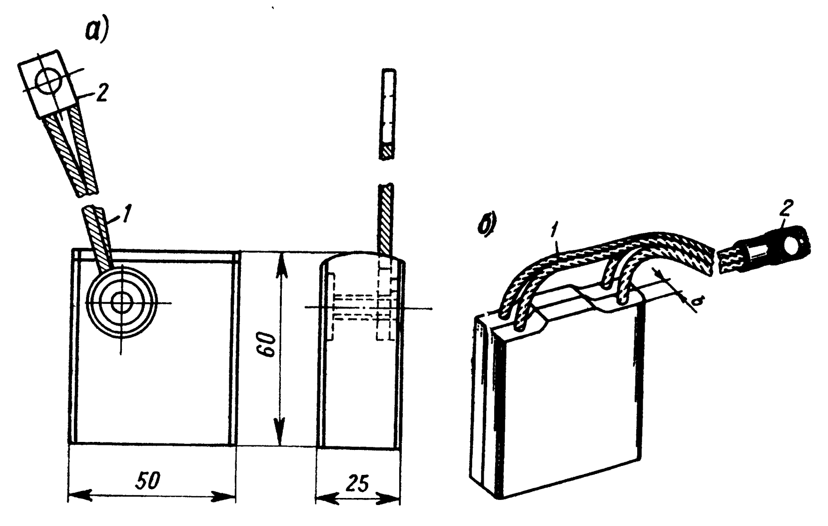


Рис. 4-35. Щетки: *а* — сплошная; *б* — разрезная

Практика тягового электромашиностроения выявляет возможность существенного повышения плотностей тока под щетками, что узаконены в этом ГОСТ, почти до полуторакратных значений.

Для электрического соединения щетки с токоотводящим зажимом щеткодержателя или бракета — детали, на которой установлен щеткодержатель, в тело щетки заделываются проводники из кабеля повышенной гибкости *1*. Кабели снабжаются кабельными наконечниками *2* (рис. 4-35 и 4-36).

В машинах с тяжелыми условиями коммутации (двигатели высоковольтные, выпрямленного или пульсирующего тока, однофазные коллекторные) применяются разрезные щетки (рис. 4-36). Такая щетка образуется из двух или трех щеток одинаковой ширины (размер *b* на рис. 4-35), находящихся в общей обойме щеткодержателя. Токоотводящие проводники раз-

резной щетки впаяны в общий кабельный наконечник. Иногда такие щетки имеют общую шапочку, на которую нажимает палец щеткодержателя (рис. 4-36, *а*).

Разрезные щетки имеют или общее нажатие (рис. 4-36), или же раздельное нажатие на каждую из отдельных щеток. Щетка на рис. 4-36, *б* имеет в качестве общей детали, через которую осуществляется нажатие, резиновый амортизатор *3*. Он поглощает вибрации, передаваемые на щетку со стороны кол-

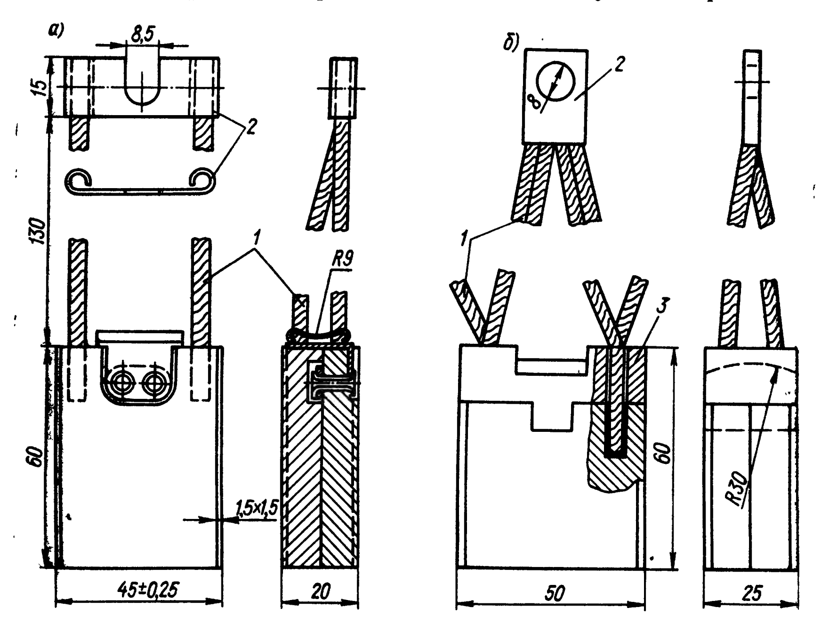


Рис. 4-36. Разрезные щетки: *а* — с общей нажимной шапочкой; *б* — с резиновым амортизатором

лектора, не допускает отрыва щетки от поверхности коллектора.

Токоподводящие кабели в щетках, применяемых в тяговых двигателях французских фирм, заделываются не в тело щетки, а в три медных посеребренных трубочки, плотно прилегающие к стенкам полукруглых пазов, предусмотренных на торцах составляющих элементов щетки. При таком устройстве не требуется отсоединять от бракета или корпуса щеткодержателя наконечники кабеля при смене щеток.

Формула

$$b_{щ} > 3\,[t_k + 2\,(e_i + c)] \qquad (4\text{-}10)$$

представляет собой условие для определения ширины щетки. В формуле e_i — толщина изоляции между пластинами, c — ширина фаски, $t_к$ — ширина коллекторной пластины.

Б. Щеткодержатели

Правильная работа скользящего контакта в сильной мере зависит от конструкции щеткодержателя и правильности установки щеткодержателей по отношению к полюсам машины.

Щеткодержатель должен обеспечивать правильное, в реверсивных машинах радиальное, положение щетки по отношению к поверхности коллектора. Пружина щеткодержателя осуществляет нажатие на щетку, причем желательно, чтобы величина давления сохранялась неизменной для новой и изношенной щетки. После каждой проточки коллектора требуется регулирование положения щеткодержателя для сохранения неизменным расстояния между щеткодержателем и поверхностью коллектора, поэтому необходимо, чтобы конструкция крепления щеткодержателя допускала перемещение его в радиальном направлении. Крепление щеткодержателя производится болтами к кронштейнам, которые в малых машинах обычно имеют форму пальцев (рис. 4-42) и закрепляются на поворотной щеточной траверсе.

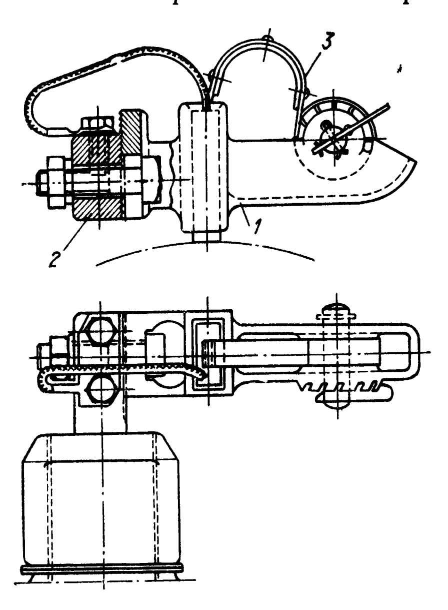


Рис. 4-37. Щеткодержатель вспомогательных машин (компрессора, вентилятора)

На рис. 4-37 показан обычно применяемый для высоковольтных вспомогательных машин щеткодержатель. Он имеет стальной изолированный призматический палец *2*, зажатый в специальных зажимах траверсы, посаженной на заточку переднего подшипникового щита (рис. 10-3). Такая конструкция позволяет сдвигать щетки по окружности коллектора для нахождения оптимального положения в отношении коммутации. Это необходимо для машин без добавочных полюсов, каковыми являются многие вспомогательные машины. Нажим на щетку осуществляется посредством спиральной пружины *3*. Точность и определенность установки щеткодержателя по отношению к поверхности коллектора обеспечивается рифлением на корпусе *1* щеткодержателя и на пальце *2*.

В четырехполюсных тяговых двигателях кронштейны щеткодержателей закрепляются на торцовой стенке станины или в малых двигателях с цилиндрической станиной на подшипниковом щите (рис. 4-3). В тяговых двигателях малой мощности

(рис. 4-1), не имеющих переднего подшипникового щита, проще провести обработку прилива для крепления щеткодержателя через коллекторный люк, в особенности когда при волновой обмотке можно ограничиться только двумя щеткодержателями. Тогда такие приливы предусматриваются на боковых стенках станины.

Нерегулируемое положение щеткодержателей требует очень точного расположения коллекторных пластин относительно па-

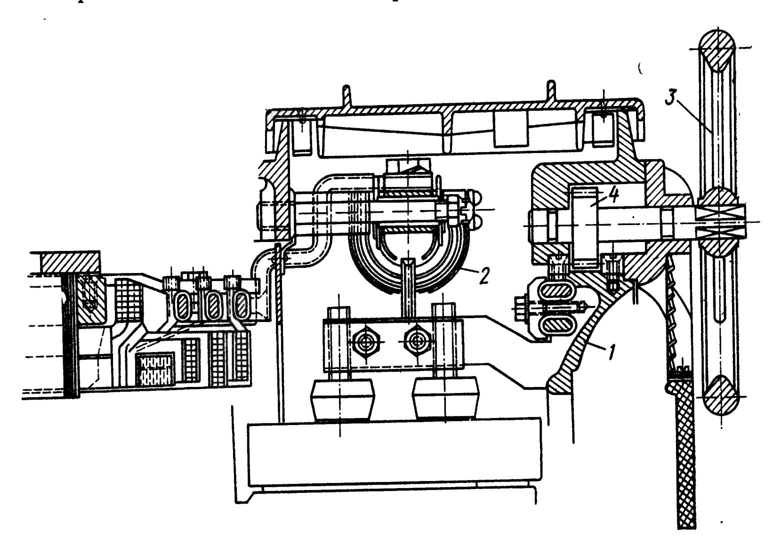


Рис. 4-38. Щеточная траверса поворотного типа тягового двигателя однофазного тока

зов якоря и соединения концов секций обмотки с определенными коллекторными пластинами, а также точной установки щеткодержателей относительно полюсов машины. Достоинством щеткодержателей с нерегулируемым положением является то, что в процессе эксплуатации их нельзя установить в неправильное положение. Такое же нерегулируемое положение имеют щеткодержатели возбудителей синхронных генераторов.

В двигателях опорно-осевых и даже опорно-рамных при $2p=6$ осмотр и замена щеток неосуществимы без поворота траверсы, так как эти двигатели выполняются только с одним коллекторным люком. Перед тем как начать проворачивать щеточную траверсу необходимо отсоединить от щеткодержателя концы токоведущих кабелей. В двигателях однофазного тока (рис. 4-38) эта задача выполняется при повороте траверсы *1*, в результате чего разъединяются контакты ножевого типа *2*. При возвращении траверсы на место контактное соединение

автоматически восстанавливается. Поворот траверс осуществляется маховиком *3* посредством зубчатого колеса *4*.

Все перечисленные щеткодержатели коллекторных тяговых двигателей позволяют щетке свободно передвигаться в обойме под действием нажимного устройства по мере износа щетки. Во всех тяговых машинах, кроме тепловозных генераторов, щетки устанавливаются нормально по отношению к поверхности коллектора, т. е. по направлению радиуса. Щеткодержатели тяговых генераторов тепловозов серии ТЭЗ выполняются с двумя встречно наклоненными щетками, расположенными в общей обойме, но размещенными в отдельных направляющих коробочках (рис. 4-39). Нажатие на щетки передается от одной и той

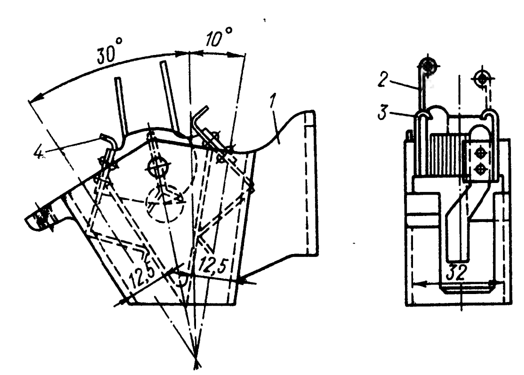


Рис. 4-39. Щеткодержатель с двумя встречно наклоненными щетками

1 — корпус; *2* — пружина; *3* — храповик; *4* — курок

же пружины. Такое полное разделение одной широкой щетки на две узкие, надо полагать, еще более, чем просто разрезная щетка, способствует понижению степени искрения под щетками при затрудненной коммутации. Здесь углы 30° и 10° выбираются с таким расчетом, чтобы набегающая щетка получила большее нормальное давление, благодаря чему она снимает больший ток. Кроме того, сбегающий край второй щетки получается более тупым, следовательно, более прочным и менее подверженным скалыванию.

Простейшие однощеточные щеткодержатели тяговых машин (рис. 4-37 и 4-40) закрепляются на приливе станины с помощью кронштейна *2* посредством стального пальца *1* (рис. 4-40). Палец одним концом закрепляется в корпусе щеткодержателя, а другой его конец, изолированный бакелизированной бумагой, прижимается к приливу станины с помощью двух накладок и двух болтов или шпилек. На палец вплотную к корпусу щеткодержателя насажен фарфоровый изолятор *4*. Такие изоляторы играют роль барьеров, препятствующих перебросу электрической дуги с коллектора на подшипниковый щит или станину при явлениях кругового огня. Осевая длина (*l* на рис. 4-43) изолятора для двигателей, работающих под напряжением 1500—

3000 В, должна быть не менее 60 мм; при напряжении 750—1000 В — не менее 40 мм.

Щеткодержатель (рис. 4-40) имеет винтовую нажимную пружину. Щетка снабжена токоотводящим кабелем, на который с целью изоляции его надеты бусинки *5* из изоляционного материала.

Щеткодержатели на несколько щеток выполняются с двумя крепительными пальцами, как это, например, видно из рис. 4-41,

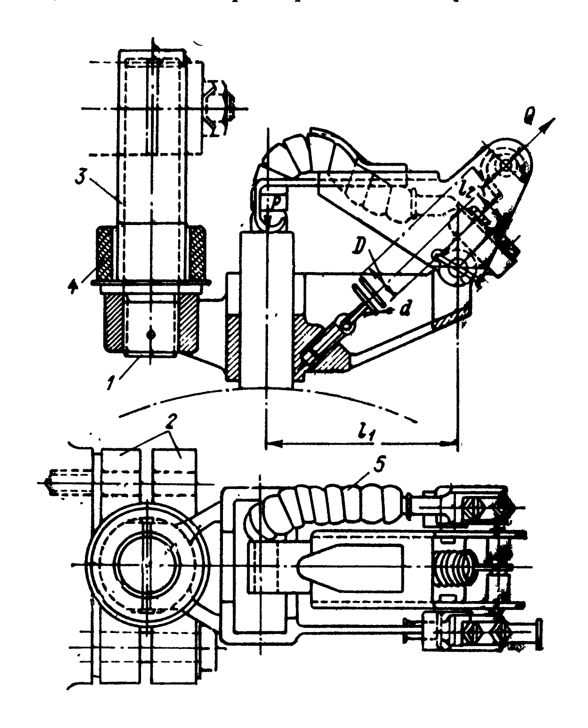


Рис. 4-40. Щеткодержатель тягового двигателя ДК-800 рудничного электровоза

на котором показан трехщеточный щеткодержатель тепловозного тягового двигателя. Нажатие на щетку здесь производится стальной спиральной пружиной *6*. Развернутая длина этой пружины выбирается такой, чтобы обеспечить практически постоянный нажим в пределах допускаемого износа щетки. Начальный затяг пружины создается закручиванием втулки *10* в направлении против вращения часовой стрелки с последующей шплинтовкой ее относительно оси вращения пружины.

Ток от щеток к корпусу щеткодержателя *1* отводится гибким проводником, запрессованным в тело щетки. Чтобы ток не проходил через пружину *6*, так как это может привести к ее нагреву и к потере упругости, между нажимной медной пластиной *8* и пружиной прикреплен гибкий плетеный кабель *9* для отвода тока от щетки прямо на корпус щеткодержателя.

Крепительные пальцы *3*, как и в щеткодержателе по рис. 4-40, в той части, которая выступает из корпуса щеткодержателя, опрессованы бакелизированной бумагой. Изоляция защищена латунным стаканчиком. Современные методы опрессовки стержней при выборе надлежащего материала изоляции и надлежащей толщины позволяют оставлять опрессовку голой.

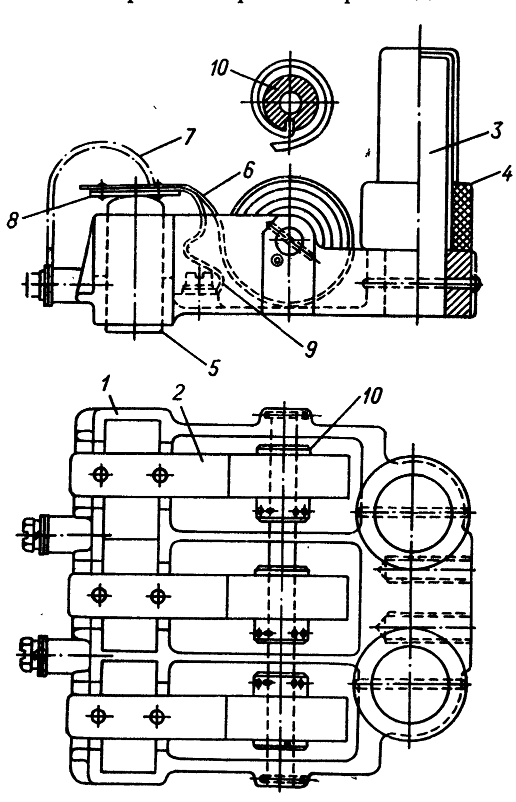


Рис. 4-41. Щеткодержатель тягового двигателя ЭДТ-200А

1 — корпус; *2* — пружина; *3* — палец; *4* — изолятор; *5* — щетка; *6* — нажимная пружина; *7* — гибкий кабель; *8* — контактная планка; *9* — плоское гибкое соединение; *10* — втулка оси

Щеткодержатель (рис. 4-41), аналогично предыдущему, закрепляется (рис. 4-42) накладкой *2* и болтами *3* к кронштейну *1*, ввернутому в переднюю стенку станины двигателя и приваренному к ней.

Щеткодержатель, применяемый в крупных тяговых двигателях постоянного тока напряжением 3000 В, представлен на рис. 4-43. Корпус *2* щеткодержателя выполняется из кремнистой латуни. В тяговых двигателях, изготавливаемых на французских заводах, корпусы щеткодержателей отливаются из хромистой бронзы. Сопряжение корпуса с бракетом *1* осуществляется посредством рифленого соединения болтом *6*. Корпус щеткодержателя имеет гнездо для двух щеток. Каждая щетка прижимается к коллектору прижимным рычажком под действием спиральной пружины *1* (рис. 4-44). Для придания пружине начального затяга на ее оси крепится звездочка *2*, которая посредством храповичка *3* поворачивает ось вместе с начальным витком спирали на требуемый угол. Ток от щетки отводится при помощи медного сегмента *5*, под который приклепан плоский плетеный кабель *6*, прикрепленный другим концом к корпусу щеткодержателя.

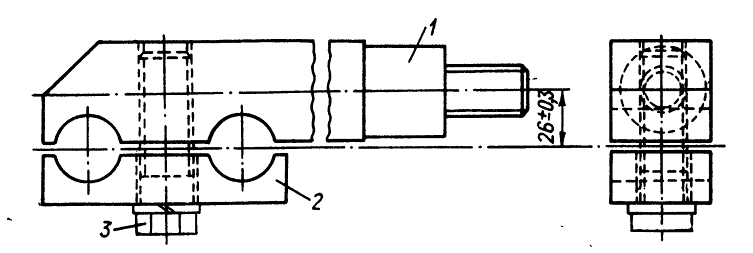


Рис. 4-42. Палец для крепления щеткодержателя

Рис. 4-43. Щеткодержатель электровозного тягового двигателя

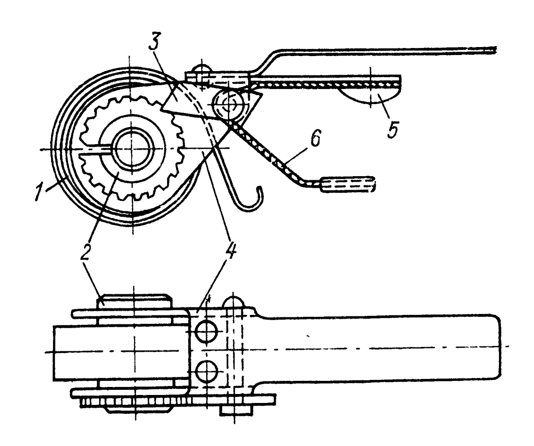


Рис. 4-44. Детали нажимного устройства

Рис. 4-45. Щеткодержатель двигателя НБ-418К6

1 — корпус; *2* — щетка; *3* — винтовая пружина; *4* — винт для регулирования натяга пружины; *5* — ось; *6* — втулка; *7* — фиксатор пружины; *8* — гибкий кабель

Рис. 4-46. Деталь разрядника щеткодержателя

Для предупреждения боковой вибрации нажимного сегмента 5 по щетке нажимной палец приклепан к стальной обойме 4, которая и не позволяет ему совершать боковые перемещения.

Бракет 1 закрепляется на передней стенке станины (рис. 4-43) посредством двух изолированных штырей 7, запрессованных в бракете и оправленных фарфоровыми изоляторами 4 на ленте 5.

Рычаги щеткодержателя со спиральной пружиной не имеют устойчивого свободного положения. Это затрудняет осмотр и замену щеток.

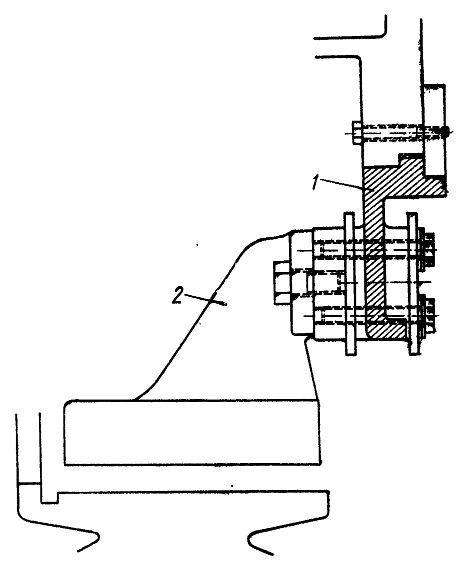


Рис. 4-47. Поворотная щеточная траверса тепловозного генератора

1 — траверса, центрированная в подшипниковом щите; 2 — бракет для щеткодержателей

Для облегчения установки и осмотра щеток щеткодержатели обычно выполняются с винтовыми пружинами (рис. 4-45, 4-49), так как в этом случае рычаг щеткодержателя имеет устойчивое свободное положение.

Ввиду того, что в винтовых пружинах получаются меньшие напряжения, чем в спиральных, они имеют бо́льшую стабильность механической характеристики.

В щеткодержателях тяговых двигателей электровозов и электропоездов на итальянских дорогах постоянного тока напряжением 3000 В предусматриваются приливы, имеющие форму острия 1 (рис. 4-46). Их роль в паре с заостренным концом винта 2, ввернутого в подшипниковый щит,— служить разрядником при появлении круговых огней на коллекторе.

В тепловозных генераторах, как правило, применяются поворотные траверсы 1 с наружным центрирующим венцом (рис. 4-47) и бракеты-кронштейны 2, сходные по типу с применяемыми в общем электромашиностроении.

Щеткодержатели с постоянно налегающими щетками для контактных колец (рис. 4-48) закрепляются на общей полосе *1*, прикрепленной на изоляции к ближайшей части машины в плоскости, перпендикулярной оси вращения машины.

В. Проектирование щеткодержателей

Размеры щетки и допустимое значение износа ее задают пределы изменения угла θ (рис. 4-49), причем указывается значение уменьшения нажатия с уменьшением длины щетки. Размеры пружины (длина и сечение) должны быть выбраны с таким рас-

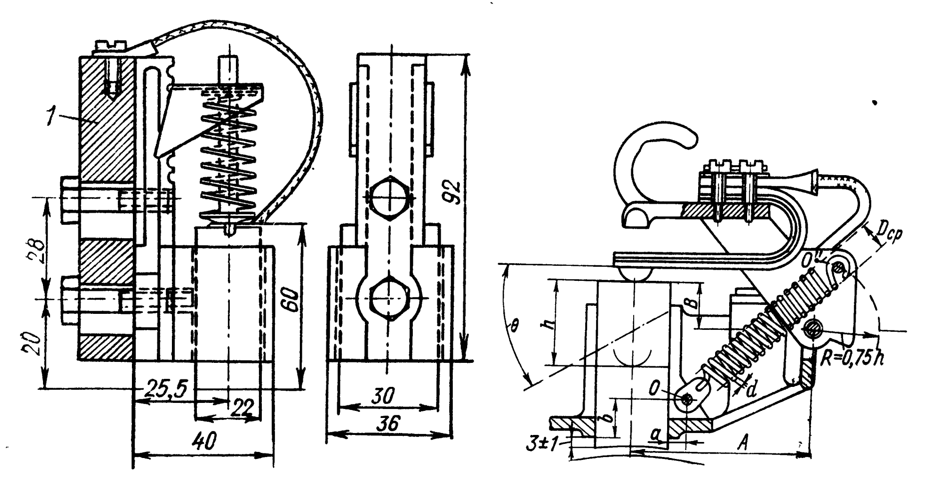


Рис. 4-48. Щеткодержатель для двигателя с контактными кольцами

Рис. 4-49. Щеткодержатель с винтовой нажимной пружиной

четом, чтобы при максимально оттянутом состоянии нажимного пальца напряжения в материале пружины не превосходили допустимого значения. Ширина пружины определяется конструкцией ее закрепления на оси, а также отчасти и размером щетки.

Основным при проектировании щеткодержателя является расчет его нажимной пружины, так как она определяет размеры основной части щеткодержателя — его корпуса.

Удельное нажатие на щетки для подвесно-осевых двигателей принимают равным $4 \cdot 10^4$ Па, а для опорно-рамных $3 \cdot 10^4$ Па.

Ниже приведены примеры расчета пружины как спиральной, так и винтовой.

При разработке щеткодержателей предварительно надо задаться координатами основных его точек. В щеткодержателе со спиральной пружиной основной точкой является центр оси вращения нажимного пальца. Ее координаты от оси щетки $A = (2,5 \div 3,0)h$ (рис. 4-50), от верхнего края неизношенной щетки $B = 0,4h$.

В щеткодержателе с винтовой пружиной (рис. 4-49):

$$A=(2{,}0\div2{,}2)h;\quad B=0{,}5h;\quad R=0{,}75h;$$

$$a=6{,}5\div8\ \text{мм};\quad b=12{,}5\ \text{мм}.$$

Здесь h — значение допускаемого износа щетки.

Толщина стенок, диаметры осей и пр. выбираются по аналогии с известными исполненными конструкциями. Порядок расчета пружин поясняется двумя примерами.

Пример 1. Рассчитать спиральную пружину щеткодержателя (рис. 4-50). Щетка 2(8×36)×50 мм, допустимый износ $h=25$ мм, удельное давление принимаем при неизношенной щетке $p'=3{,}5\cdot10^4$ Па. Уменьшение удельного давления при полном износе щетки Δp берем 0,1 от начального давления, плечо $A=7$ см.

Сила давления на щетку

$$F'_{щ}=3{,}5\cdot10^4\,(1{,}6\cdot3{,}6)\,10^{-4}=$$

$$=20\ \text{Н}.$$

При неизношенной щетке момент на обойме пружины

$$M'=AF'_{щ}=0{,}07\cdot20=1{,}4\ \text{Н}\cdot\text{м}.$$

Из чертежа угловое рабочее перемещение нажимного пальца $\theta_{щ}=20°$. Тогда из условия $\Delta p=0{,}1\,p'$ угол затяга пружины при новой щетке получается равным

$$\theta'_{щ}=\theta_{щ}\frac{1}{\Delta p}=20\frac{1}{0{,}1}=200°=$$

$$=3{,}5\ \text{рад}.$$

Требуемая жесткость пружины получается

$$K_\theta=\frac{M'}{\theta'_{щ}}=\frac{1{,}4}{3{,}5}=0{,}4\ \text{Н}\cdot\text{м/рад}.$$

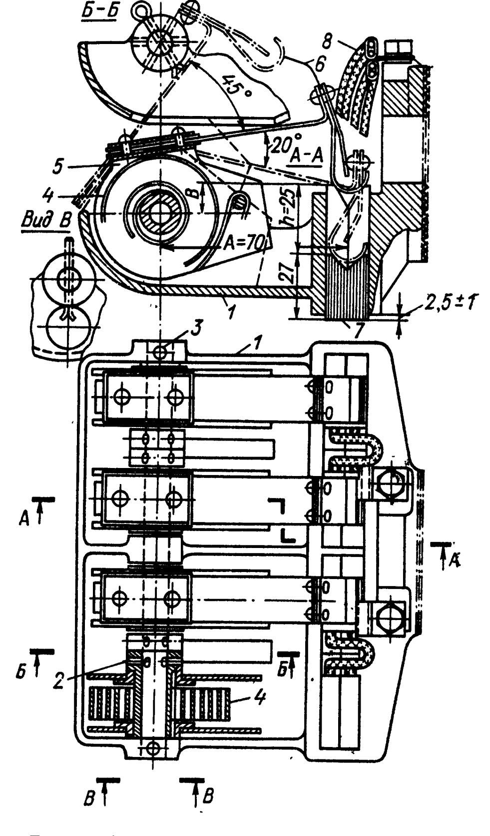


Рис. 4-50. Щеткодержатель для четырех разрезных щеток 2(8×36)×50 двигателя ТАО-649В1

1 — корпус щеткодержателя; *2* — втулка; *3* — ось; *4* — спиральная пружина; *5* — обойма; *6* — нажимной рычажок; *7* — щетка; *8* — гибкий кабель

В рассматриваемом щеткодержателе $n_{щ}=5{,}5$ витков, средняя длина витка $\pi\cdot3{,}0=9{,}43$ см. И тогда выпрямленная длина витков пружины

$$l=9{,}43\cdot5{,}5=52{,}0\ \text{см}.$$

Установлена пружина из ленточной стали 60С2А сечение ленты 12×1,0 мм. Момент инерции этого сечения

$$J=\frac{bh^3}{12}=\frac{1{,}2\cdot0{,}1^3}{12}=10^{-4}\ \text{см}^4=10^{-12}\ \text{м}^4.$$

Следовательно, она имеет жесткость

$$K_\theta = \frac{EJ}{l} = \frac{2,1\cdot 10^{11}\cdot 10^{-12}}{52\cdot 10^{-2}} = 0,404 \text{ Н·м/рад},$$

что достаточно близко к требуемому значению.

Здесь $E=2,1\cdot 10^{11}$ — модуль упругости, Н/м².

Наибольшее напряжение в материале пружины будет, когда нажимной палец отогнут до упора его обоймы в корпусе щеткодержателя. При этом угол $\theta_щ'$ увеличивается еще на 45°=0,79 рад, и момент, приложенный к пружине,

$$M_{макс} = K_\theta \theta_{макс} = 0,404\,(3,5+0,79) = 1,73 \text{ Н·м}.$$

Следовательно,

$$\sigma_{макс} = \frac{M_{макс}\cdot 6}{bh^2} = \frac{1,73\cdot 6}{1,2\cdot 10^{-} \cdot 0,1^2\cdot 10^{-4}} = 8650\cdot 10^5 \text{ Па}.$$

Полученное значение на 7,5% превышает обычно рекомендуемое допустимое напряжение, но это допустимо, так как оно возникает редко (лишь при замене щеток).

Пример 2. Определить размеры винтовой пружины для щеткодержателя (рис. 4-49), имеющего в гнезде разрезную щетку 2(12,5×32)×55 мм. Удельное давление на щетку $3,5\cdot 10^4$ Па. Износ щетки $h=30$ мм, приняв $A=2h=60$ мм, $R=0,75h=22,5$ мм.

Положение осевой линии пружины для неизношенной и полностью изношенной щетки определило значение плеч: $h'=1$ см; $h''=1,5$ см.

Для пружины в крайних рабочих положениях $L'=6,7$ см, $L''=6,1$ см. Давление на щетку площадью $2(12,5\times 32)\cdot 10^{-2}=8$ см²

$$F_щ = 3,5\cdot 10^4\cdot 8\cdot 10^{-4} = 28 \text{ Н}$$

должно быть одинаковым как при новой, так и при изношенной щетках.

Расчетный момент

$$M_щ = AF_щ = 6\cdot 10^{-2}\cdot 28 = 1,68 \text{ Н·м}.$$

Сила натяжения пружины при новой и изношенной щетках

$$F' = \frac{M_щ}{h'} = \frac{1,68}{0,01} = 168 \text{ Н}; \qquad F'' = \frac{M_щ}{h''} = \frac{1,68}{0,015} = 112 \text{ Н}.$$

Для нахождения жесткости K и свободной длины витков пружины l_0 можно написать уравнение моментов для среднего износа щетки

$$\frac{2M_щ}{h'+h''} = K\frac{x'+x''}{2} = K\frac{x'+x'\dfrac{h'}{h''}}{2} = Kx'\cdot 0,83.$$

Здесь x' и x'' — растяжения пружины при новой и изношенной щетках. Они обратно пропорциональны плечам h' и h''. Следовательно,

$$F' = Kx' = \frac{2\cdot 1,68}{(0,01+0,015)\,0,83} = 162 \text{ Н}.$$

Кроме того, длина растянутой пружины, определенная графическим расчетом, равна $l_0+x'=86$ мм, а в сжатом положении $00''$ (рис. 4-49) равна $l_0+x''=76$ мм. Следовательно,

$$x' - x'' = x' - x'\frac{h'}{h''} = x'\left(1 - \frac{1}{1,5}\right) = 10.$$

Тогда значения растяжений пружины

$$x' = \frac{10}{0,33} = 30,3 \text{ мм}; \qquad x'' = 0,67 \cdot 30,3 = 20,3 \text{ мм},$$

а для навитой части пружины в свободном состоянии

$$l_0 = 86 - 30,3 = 55,7 \text{ мм}.$$

Жесткость пружины получается равной

$$K = \frac{F'}{x'} = \frac{162}{0,0303} = 5350 \text{ Н/м}.$$

Средний диаметр витков пружины $D=1,0$ см и диаметр проволоки $d=$ $=0,2$ см.

Из выражения для жесткости пружины

$$K = \frac{Gd^4}{8n_{щ}D^2}$$

(где $G=7,5\cdot10^{10}$ Н/м² — модуль упругости проволоки при кручении) находится число витков

$$n_{щ} = \frac{Gd^4}{8KD^2} = \frac{7,5\cdot10^{10}\cdot0,002^4}{8\cdot5350\cdot0,01^3} = 28.$$

При переходе через «мертвую» точку пружина получает добавочное растяжение $\Delta x=0,3$ см. огда наибольшее напряжение пружины будет

$$F_{макс} = K(x' + \Delta x) = 5350\,(0,03 + 0,003) = 176,5 \text{ Н}.$$

Натяжение в материале пружины при кручении будет

$$\sigma = \frac{8}{\pi}\cdot\frac{D}{d^3}F_{макс} = \frac{8}{\pi}\cdot\frac{0,01}{0,002^3}176,5 = 5630\cdot10^5 \text{ Па}.$$

Для пружинной стали допустимые напряжения доходят до $8000\cdot10^5$ Па. Пружина должна быть навита без натяга, чтобы сила натяжения была пропорциональна значению растяжения.

Результаты расчета нажимных пружин щеткодержателей выявляют следующие дополнительные преимущества винтовых пружин перед спиральными:

1. Давление на щетку при одинаковых наибольших механических напряжениях в материале пружины почти вдвое больше. При $\sigma_{макс}=8000\cdot10^5$ Па винтовая пружина дает нажатие 36 Н вместо 18,5 Н для спиральной пружины.

2. Винтовая пружина размещается в нажимном устройстве при щетке, меньшей осевой длины (32 вместо 36 мм).

3. Почти вчетверо меньший расход пружинной стали.

ГЛАВА ПЯТАЯ

ТРАНСФОРМАТОРЫ ЭЛЕКТРОПОДВИЖНОГО СОСТАВА

5-1. Электрические схемы и устройство трансформаторов

Трансформатор на электроподвижном составе служит для понижения напряжения сети $U_с$ до того значения U_2, которое по соображениям надежности и технико-экономической целесообразности является необходимым для последующих звеньев цепи преобразования электрической энергии в механическую. Если требуется изменять напряжение, подводимое к тяговым двигателям или преобразователю, применяется трансформатор с регулируемым вторичным напряжением.

Пусть U_2 — номинальное, обычно наибольшее выходное напряжение в режиме холостого хода, а $U_с$ — напряжение, подводимое к трансформатору. Их связывает зависимость

$$U_2 = \frac{1}{k} U_с, \qquad (5\text{-}1)$$

Для двухобмоточного трансформатора

$$k = w_1/w_2$$

есть коэффициент трансформации, выраженный через число витков первичной и вторичной обмоток трансформатора.

Значение регулируемого вторичного напряжения на произвольной ν-й ступени регулирования с напряжением сети $U_с$ связано через коэффициент регулирования $k_р$ зависимостью

$$U_{2(\nu)} = k_р \frac{1}{k} U_с. \qquad (5\text{-}2)$$

Для двухобмоточного трансформатора с переключением витков вторичной обмотки

$$k_р = w_{2(\nu)}/w_2. \qquad (5\text{-}3)$$

Здесь $w_{2(\nu)}$ — число витков вторичной обмотки трансформатора, используемых на данной ступени регулирования, а w_2 — общее число витков этой обмотки.

При регулировании со стороны высшего напряжения также используется представление о коэффициенте регулирования (см. ниже).

А. Трансформаторы с постоянными коэффициентами трансформации

В простейшем случае (рис. 5-1) трансформатор имеет одну обмотку, питаемую от контактного провода, и несколько обмоток низшего напряжения (обычно три), основной из которых является обмотка *ах*, питающая тяговые машины. Вторая обмотка

низшего напряжения a_1x_1 питает вспомогательные машины различного рода и цепи освещения; третья — a_2x_2 — дает энергию для отопления состава, если поезд пассажирский.

Такой трансформатор не отличается по своему устройству от обычных двухобмоточных трансформаторов с постоянным коэффициентом трансформации, за исключением того, что число зажимов вторичных обмоток соответственно увеличено.

Если принять мощность главной вторичной обмотки за 100%, то мощность на отопление состава обычно не превышает 20%, а вспомогательные машины потребляют не больше 10%. Все нагрузки задаются со своими реактивными составляющими ($\cos\varphi$).

Рис. 5-1. Схема выводов обмоток однофазного трансформатора: *а* — уменьшенное число выводов; *б* — полное число выводов

Сумма этих мощностей дает мощность первичной обмотки трансформатора.

Напряжение короткого замыкания, рассчитываемое по главной вторичной обмотке, и к. п. д. трансформатора близки к значениям, имеющим место в обычных двухобмоточных трансформаторах. Правда, учет широкого колебания напряжения в контактной сети (±15%) заставляет выбирать при расчете таких трансформаторов пониженные на 5—10% индукции в магнитопроводе, что дает понижение потерь в стали. Тот факт, что бóльшую часть времени работы мощность трансформатора не превышает 0,7—0,75 от его длительной (номинальной) позволяет выбрать нагрузку меди обмоток предельной по условиям нагрева.

Оба эти обстоятельства приводят к тому, что потери в меди трансформатора превышают в номинальном режиме в 4—5 раз потери холостого хода.

Б. Регулирование со стороны низшего напряжения (НН)

При регулировании со стороны *НН* (рис. 5-2) главная вторичная обмотка трансформатора, питающая тяговые двигатели, выполняется с 8—12 выводами. По мере перехода с первого на второй и т. д. зажимы происходит повышение напряжения в цепи питания тяговых машин, при обратном переходе напря-

жение снижается. Чтобы при переключениях не происходило обрыва цепи тока или закорачивания группы витков обмотки, находящихся между соседними зажимами, в схему (рис. 5-2) вводится переходный реактор *8*, который представляет собой катушку, намотанную на сердечник из электротехнической стали. К средней точке катушки подключается цепь тяговых машин. На ходовой позиции зажимы реактора подключены к двум соседним зажимам. Тогда напряжение на нагрузке близко к тому, которое дают витки вторичной обмотки, расположенные от нуля

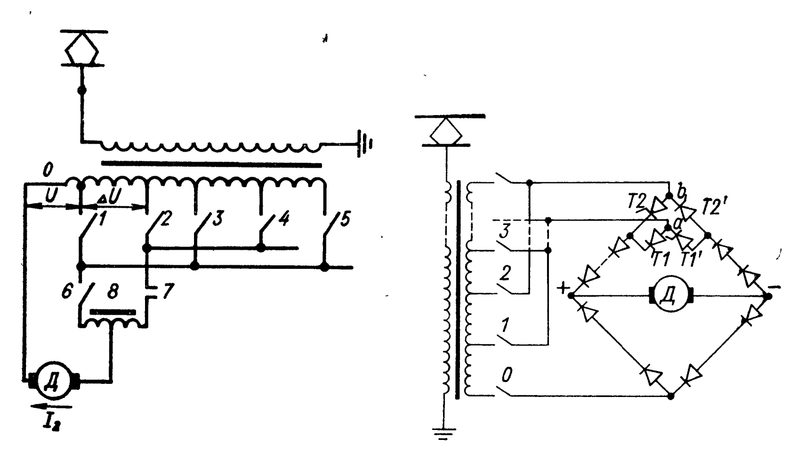


Рис. 5-2. Схема регулирования напряжения на стороне *НН* с переходным реактором

1—5 — контакторы; *6—7* — выключатели; *8* — переходный реактор; *Д* — тяговый двигатель однофазного тока

Рис. 5-3. Схема регулирования напряжения на стороне *НН* с переходными тиристорами

до средней точки между включенными контакторами. При этом каждый из контакторов нагружен примерно половиной общего тока. Это обстоятельство позволяет применять контакторы, рассчитанные на половину тягового тока I_2.

При переходе на следующую ступень контактор, оставшийся включенным, нагружается полным током. Этот переход производится быстро, благодаря чему контактор выдерживает эту нагрузку.

Магнитная цепь реактора *8* исполняется ненасыщенной для того, чтобы при замыкании соседних зажимов ток включения не превосходил значения, допустимого для контакторов.

Значение потока реактора определяется разностью напряжений на двух соседних выводах обмотки трансформатора.

Переключение на следующий, соседний вывод трансформатора без разрыва цепи тока и закорачивания витков обмотки производится более совершенным образом при использовании

управляемых полупроводниковых диодов (тиристоров) в схеме преобразователя (рис. 5-3). При этом преобразователь соединяется по схеме моста и в вершине его диагонали переменного тока вводятся параллельно включенные тиристоры. Все выводы, имеющие нечетные номера, подключаются к точке *a*, а четные — к точке *b*. Для перехода на соседнюю ступень, скажем с вывода *1* на вывод *2*, сначала включаются тиристоры *T2* и *T2'*, а затем отключаются тиристоры *T1* и *T'*, находившиеся ранее в работе. Нетрудно убедиться по схеме, что витки обмотки между выводами *1* и *2* не закорачиваются.

В схеме с реактором возникают потери в стали и обмотках реактора; в схеме с добавочными тиристорами никаких дополнительных потерь не возникает, но зато каждый из контакторов должен быть рассчитан на полный тяговый ток.

Число ходовых скоростей электровоза при рассмотренной схеме трансформатора на единицу меньше числа выводов вторичной обмотки.

Чтобы увеличить число ходовых скоростей не повышая числа выводов, прибегают к различным схемным решениям. Например, трансформатор ОЦР 5600/25 мощностью 5600 кВ·А электровоза серии Н60 имеет стержневой магнитопровод, причем на обоих стержнях его насажены одинаковые «полуобмотки», содержащие каждая по три концентрически расположенные катушки. Ближайшие к стержню катушки *1* (рис. 5-4) являются нерегулируемыми частями вторичной обмотки, наружные же катушки *3* имеют каждая по пяти выводов и представляют собой регулируемую часть этой же обмотки. Катушки *2* высоковольтной обмотки, соединенные, как показано на схеме рис. 5-5, последовательно, расположены в среднем слое. Нерегулируемые части полуобмоток имеют выводы a_1x_1 и a_2x_2, регулируемые части выведены к контакторам. Контакторы *26* позволяют подключать регулируемую часть обмотки к нерегулируемой встречно или согласно. При встречном включении э. д. с. частей

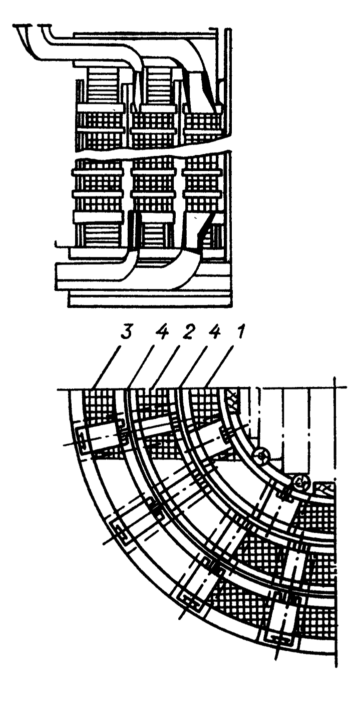


Рис. 5-4. Расположение обмотки трансформатора ОЦР 5600/25 на стержнях магнитопровода

1 — нерегулируемая часть обмотки *НН*; *2* — обмотка высшего напряжения (*ВН*); *3* — регулируемая часть обмотки *НН*; *4* — бакелитовые цилиндры

обмотки вычитаются, при согласном — складываются. Наименьшее вторичное напряжение получается, когда регулируемая часть включена встречно полностью. При этом включены секционные контакторы *1* и *5*, а оба конца реакторов *24* и *25* подключены соответственно к одному выводу. При замыканиях контакторов *2*, а затем *6* и т. д. ступенями уменьшается число встречно включенных витков, и, таким образом, получается первая часть группы ступеней повышения напряжения. Вторая часть группы ступеней получается аналогичным включением сек-

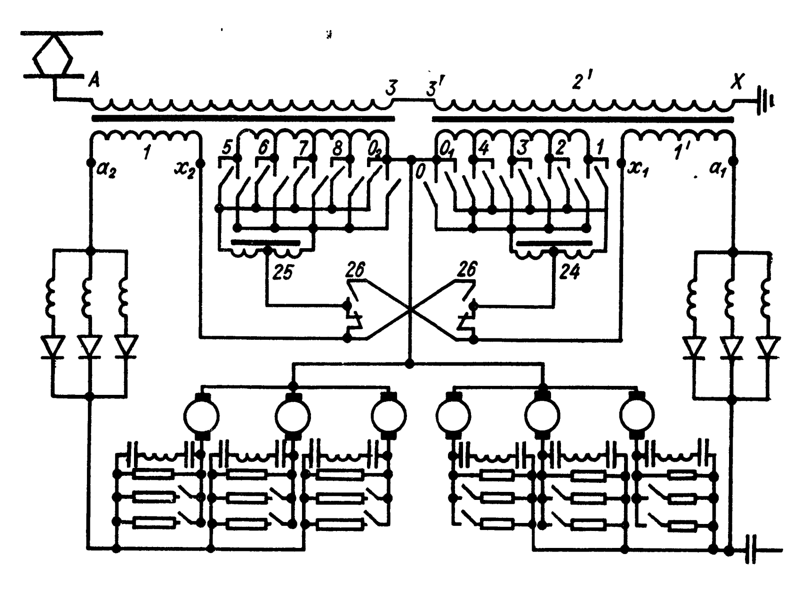


Рис. 5-5. Схема обмотки трансформатора ОЦР 5600/25 электровоза Н-60

ционных контакторов после согласного подключения полуобмоток контакторами *26*, как и показано на схеме.

При встречном включении регулируемой части обмотки к нерегулируемой были замкнуты верхние контакты (по положению на схеме рис. 5-5) контакторов *26*. Тогда вывод x_1, соединяется со средней точкой реактора *25*, а вывод x_2 — со средней точкой реактора *24*.

Всего получается 33 контакторных ступени. Из них каждая пятая, начиная с первой, является ходовой (оба конца реактора подключены к одному и тому же выводу). Таким образом, здесь, как и в схеме рис. 5-2, на контактор приходится только половина потребляемого тока.

Номинальное напряжение холостого хода одной ветви тяговой обмотки между нулем и каждым из концевых выводов (a_1

или a_2) при согласном подключении нерегулируемой и регулируемой частей полностью равно 2060 В. Номинальная мощность тяговой обмотки равняется 4942 кВ·А.

Обмотка для питания вспомогательных цепей и машин электровоза рассчитана на 300 кВ·А при напряжении около 400 В.

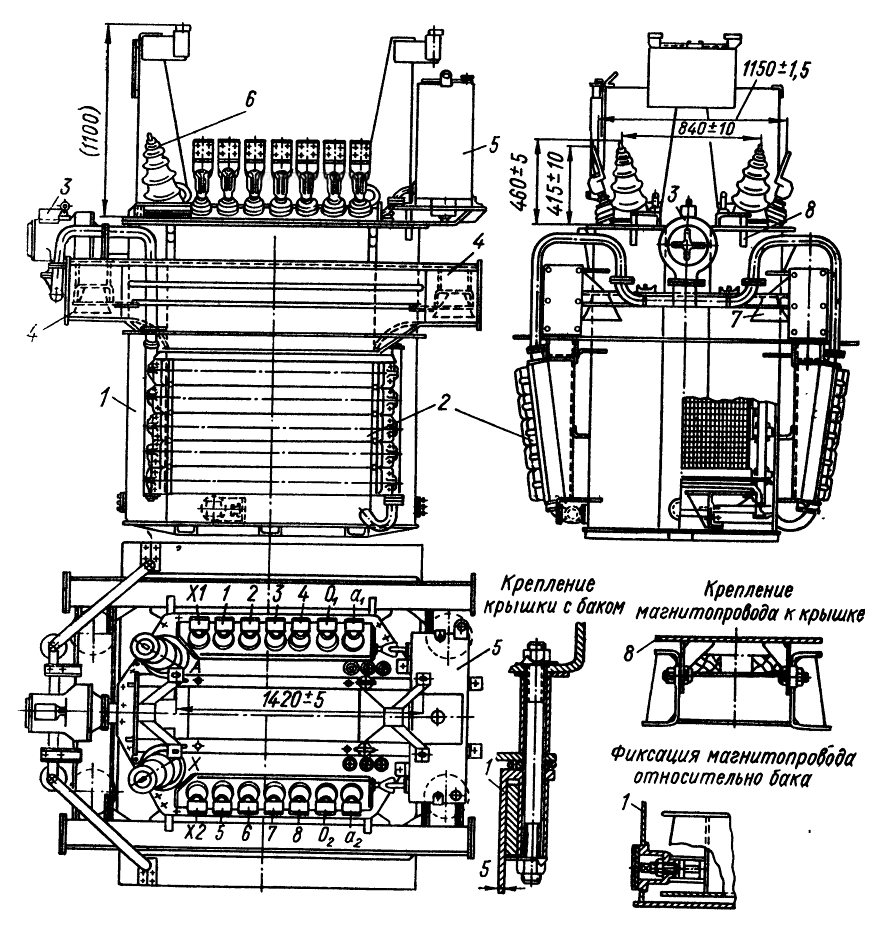


Рис. 5-6. Трансформатор ОЦР 5600/25 со снятым переключателем ступеней

Она разбита на две части и также размещена на обоих стержнях в наружных слоях обмотки.

Магнитопровод трансформатора прикреплен специальными болтами к крышке *8* бака *1* трансформатора (рис. 5-6) и вместе с ней образует так называемую выемную часть трансформатора. На крышке установлен расширитель *5* для масла. К баку присоединен электронасос *3*, осуществляющий циркуляцию масла через радиаторы *2*. Между трубками радиатора продувается

охлаждающий воздух, нагнетаемый через патрубки *4*. Радиаторы прикреплены к стенкам бака трансформатора. Схема циркуляции охлаждающего масла представлена на рис. 5-20. Бак выполнен сварным из листовой стали. Посредством опор *7* трансформатор опирается на раму кузова электровоза.

На крышке трансформатора расположены главные выводы *6*, все выводы обмоток низшего напряжения, а также электрическая аппаратура. Масса трансформатора с маслом 9000 кг, выемной части 5200 кг, бака с арматурой 1750 кг и масла 2050 кг. Производная масса сухого трансформатора 11,7 кг/(кВ·А)$^{3/4}$, относительная масса масла 0,4 кг/(кВ·А).

В. Регулирование со стороны высшего напряжения (ВН)

При этом способе регулирования трансформатор включает в себя обычный двухобмоточный трансформатор (называемый далее силовым) и регулируемый автотрансформатор, число выводов обмотки которого зависит от числа требуемых ступеней скорости.

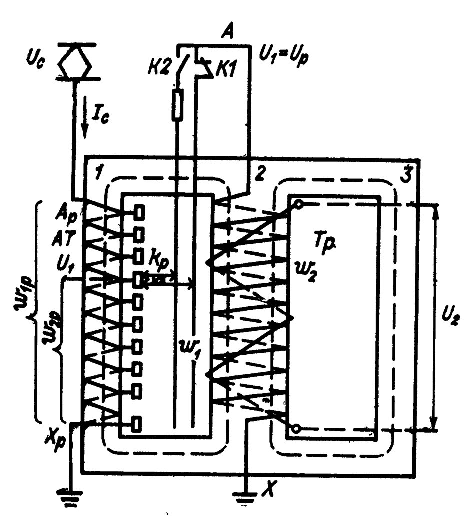


Рис. 5-7. Схема трансформатора с регулировочной автотрансформаторной обмоткой

Из большого числа различных схем и конструктивных решений трансформаторов с регулированием со стороны *ВН* рассмотрим основные три.

Трансформатор с магнитопроводом, имеющим три стержня. На стержне *1* магнитопровода (рис. 5-7) размещена автотрансформаторная обмотка (*AT*), на стержне *2* — первичная и вторичная обмотки силового трансформатора Т. Третий стержень не имеет обмотки. Сечения первого и третьего стержней обычно одинаковы и близки к значению сечения верхнего и нижнего ярма. Средний стержень имеет сечение приблизительно вдвое большее, чем сечение каждого из крайних стержней. Вследствие относительного постоянства напряжения контактного провода U_c, питающего автотрансформатор, амплитуда магнитного потока *AT* также имеет постоянное значение, не зависящее от нагрузки. На этой же стороне *1* расположены обмотки, питающие вспомогательные машины, а также цепи освещения и отопления поезда.

Первичная обмотка силового трансформатора *T* присоединена к автотрансформатору, на вторичную обмотку включена тяговая нагрузка. Для регулирования напряжения U_2 на нагрузке первичная обмотка трансформатора может присоединяться к различным виткам автотрансформатора (рис. 5-7).

Общее число витков $w_{1р}$ автотрансформатора выбирается вдвое больше числа витков первичной обмотки w_1 трансформатора. Число же витков его вторичной обмотки w_2 определяется значением наибольшего напряжения $U_{2н}$ при номинальной нагрузке трансформатора:

$$w_2 = w_1 \frac{U_{2н}}{U_с}. \quad (5\text{-}4)$$

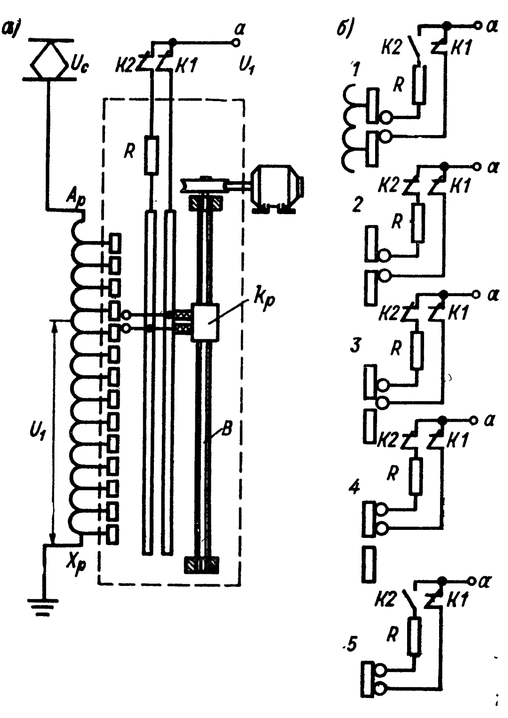


Рис. 5-8. Схема работы переключателя со стороны обмотки *ВН*: *а* — конструктивная схема; *б* — последовательность положения контактных роликов

Пусть подвижной контакт $К_р$ находится на последнем, считая от земли, токоотводе автотрансформатора (рис. 5-7), а тяговая нагрузка не включена. Получается параллельное подключение автотрансформатора и трансформатора на напряжение $U_с$ в режиме холостого хода. При выбранном числе витков $w_{1р}$ и w_1 поток $Ф_2$ стержня *2* трансформатора будет в два раз больше потока $Ф_1$ стержня *1* автотрансформатора. Таким образом, потоки в этом режиме распределяются пропорционально сечениям стержней магнитопровода. Общие выражения для потоков в функции коэффициента регулирования $k_р$ даны в § 5-2.

Чтобы повышение потенциала витков в первичной обмотке трансформатора происходило так же, как в автотрансформаторе, в частности снизу вверх (рис. 5-7), необходимо намотку катушки автотрансформатора выполнять в обратном направлении по сравнению с намоткой первичной катушки трансформатора.

Контактные пластины выводов автотрансформатора вынесены в отдельный бак, пристраиваемый сбоку к кожуху транс-

форматора. В этом же баке находится и сдвоенный контактный движок k_p, осуществляющий подключения. Как трансформатор, так и бак с контактными выводами заполнены маслом.

Каждый из выводов автотрансформатора дает ходовую ступень. При этом оба контактных движка располагаются на одной и той же контактной пластине вывода (рис. 5-8, *а*). При переходе на следующую ступень сначала на следующую контактную пластину переходит верхний контактный движок при разомкнутом контакторе *К2* (рис. 5-8, *б*), а затем этот контактор замыкается; в цепь витков, заключенных между двумя соседними зажимами, вводится защитный резистор *R*. После этого размыкается контактор *К1*, и нижний движок переходит на ту же контактную пластину. Затем контактор *К1* снова замыкается. Для перехода на более высокую ступень напряжения размыкается контактор *К2*, верхний контактный движок переходит на следующую контактную пластину и т. д.

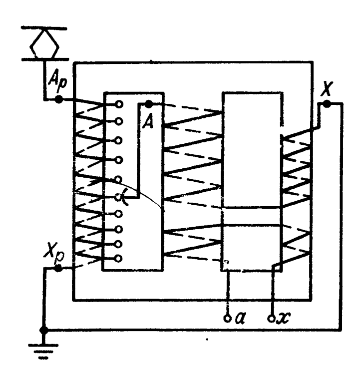


Рис. 5-9. Схема трансформатора с тремя обмотанными стержнями и регулированием со стороны *ВН*

Контактные движки перемещаются под действием вращающегося червячного вала *В*. Вращение этого вала механически сблокировано с управлением контакторами *К1* и *К2*.

Трансформатор с тремя обмотанными стержнями магнитопровода. Пусть на трансформаторе (рис. 5-7) первичная обмотка имела w_1 витков, а вторичная w_2. Можно снять с каждой обмотки по $^1/_3$ витков, а на третий стержень их уложить. Тогда на втором стержне первичная обмотка будет иметь $^2/_3\,w_1$, вторичная $^2/_3\,w_2$ витков и точно такое же число витков (рис. 5-9) будет наложено на третий стержень. При таком числе витков индукция в стержнях сердечника и э. д. с. как первичной, так и вторичной обмоток останутся прежними. Для размещения обмоток на третьем стержне требуется расширить правое окно сердечника, но это не приведет к понижению массы магнитопровода, так как на такое же значение сузится левое окно. Таким образом, потери в стали не увеличатся. Что же касается меди трансформатора, то, если оставить плотность тока прежней, ее масса возрастет на 8—10%. Настолько же воз-

растут и потери в меди обмоток трансформатора. На к. п. д. это отзовется долями процента, зато уменьшится площадь, занимаемая трансформатором, и существенно (почти на 30%) — масса масла.

Такое устройство обмоток принято в трансформаторах мощностью 7850 кВ·А (рис. 5-10) Пльзенского завода (Чехословакия). Производная масса трансформатора без масла равна 11,3 кг/(кВ·А)$^{3/4}$, а относительная масса масла 0,27 кг/(кВ·А).

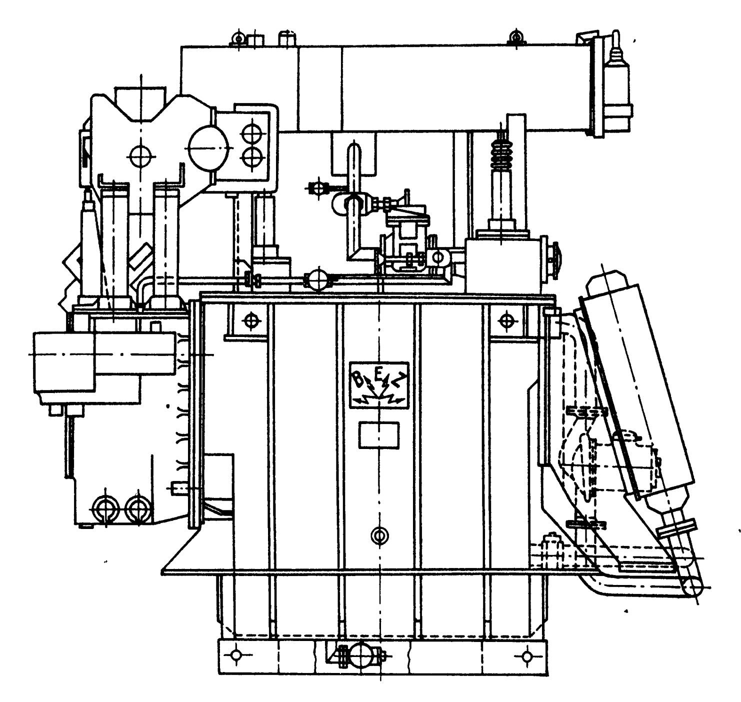


Рис. 5-10. Трансформатор Пльзенского завода (ЧССР)

Трансформатор с сердечником броневого типа. Такие трансформаторы применяются в шестиосных электровозах (грузовых и пассажирских) поставки французских фирм для железных дорог СССР.

В левой части сердечника такого трансформатора (рис. 5-11) размещена автотрансформаторная обмотка, имеющая 33 вывода, обмотка вспомогательных цепей с выводами 220, 380 и 600 В, а на пассажирских электровозах также и обмотка для отопления поезда на 3000 В. В правой части сердечника размещены первичная и вторичная обмотки понижающего (силового) трансформатора. Магнитопровод с обмотками размещается в баке плашмя. Он выполнен из холоднокатаной стали толщиной

0,35 мм, имеющей ориентированную зернистую структуру (удельные потери 0,6 Вт/кг), и собирается из трех различных элементов (рис. 5-12). Сборка производится с таким расчетом, чтобы стыки отдельных элементов получились сдвинутыми относительно друг друга. Благодаря этому снижаются потери в стыковых частях магнитопровода.

Обмотка автотрансформатора для пассажирского электровоза (рис. 5-13) содержит 14 катушек высоковольтной обмотки

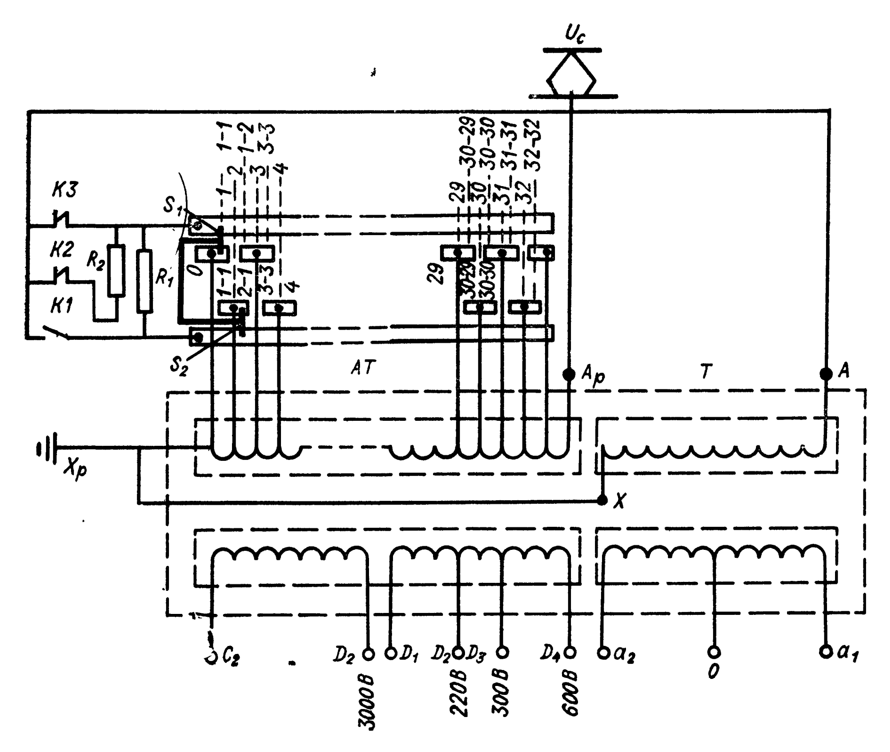


Рис. 5-11. Схема трансформатора MIFA 6000/25 электровоза серии Ф

и 2 катушки обмоток «собственных нужд» (рис. 5-13). Расстояния между катушками высоковольтной обмотки 10,5 мм, между катушками *14* и *15* — 42 мм, между катушками *15* и *16* — 15 мм и между крайними *1* и *16* и магнитопроводом по 12 мм. Как показывает схема, к каждому из выводов высоковольтной обмотки приходят токоотводы от двух соседних по положению на стержне катушек, подключаемых, таким образом, параллельно.

Обе обмотки силового трансформатора состоят из ряда дисковых катушек. Обмотка *ВН*, как показано на схеме (рис. 5-13), разбита на две катушки, а обмотка *НН* — на две полуобмотки, состоящие каждая из четырех катушек. Принятое расположение

катушек на стержне обеспечивает полную тождественность взаимоиндуктивностей каждой полуобмотки с первичной обмоткой, а также значений собственной индуктивности обеих половин вторичной обмотки.

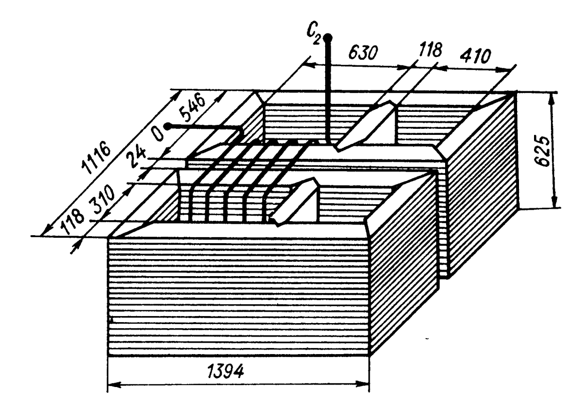


Рис. 5-12. Магнитопровод трансформатора броневого типа MIFA

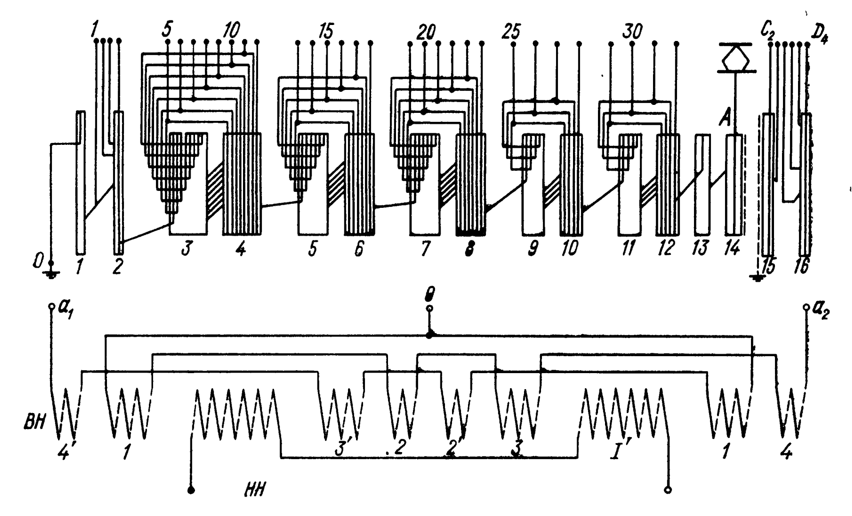


Рис. 5-13. Схема расположения обмоток на стержнях трансформатора MIFA

Катушки всех обмоток рассматриваемого трансформатора, ввиду прямоугольной формы сечения стержней магнитопровода, имеют также прямоугольную форму.

При горизонтальном размещении магнитопровода в баке все промежутки между катушками имеют вид вертикальных каналов. Расстояние между катушками вторичной обмотки принято 4,5 мм.

С целью придания необходимой стойкости против перенапряжений на катушки *13* и *14* обмотки автотрансформатора (рис. 5-13) наложена добавочная изоляция по сравнению с прочими катушками этой обмотки. Кроме того, главный ввод трансформатора (рис. 5-14) снабжен роговым разрядником с искровым промежутком между стальными рогами *8* и *9* равным 70 мм. Между крышей электровоза и крышкой бака трансформатора *2* ввод защищен охватывающим его цилиндрическим кожухом

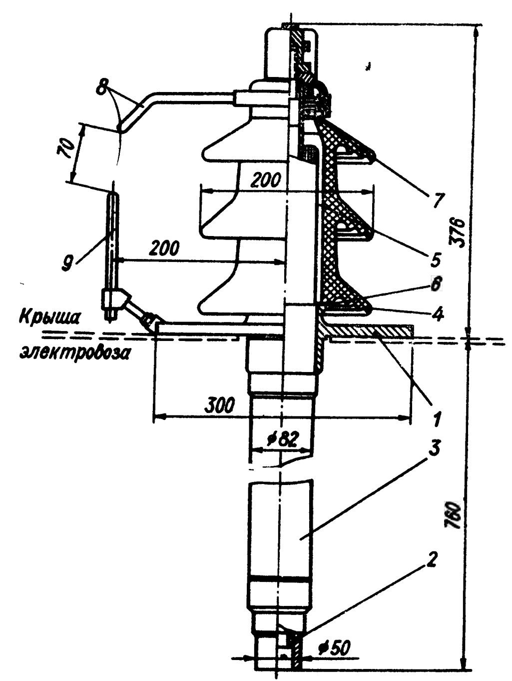


Рис. 5-14. Главный ввод трансформатора

1 — чугунное кольцо ввода; *2* — медная токоведущая трубка; *3* — фибровый цилиндр трубки; *4* — изолятор; *5* — полость для заливки компаунда; *6* — каучуковая прокладка; *7* — уплотнение, состоящее из каучуковых прокладок и пружинных шайб; *8, 9* — рога разрядника

(рис. 5-15). Получающийся трубчатый канал ввода заполнен маслом, поступающим из бака трансформатора *8* в его расширитель *4*. При повышении температуры трансформатора уровень масла в расширителе повышается, при остывании же понижается. При этом происходит обмен воздуха, находящегося поверх масла в расширителе, с атмосферой. Чтобы поступающий из атмосферы воздух не увлажнял масло, он предварительно проходит через химический осушитель *7*.

Переход на различные ступени напряжения осуществляется переключением ступеней коммутаторного типа. Контактные пластины переключателя расположены по двум концентрическим окружностям на коммутаторной доске, которая вынесена в отдельный бак, заполненный маслом и пристраиваемый сбоку к кожуху трансформатора (рис. 5-15). Сдвоенный контактный движок S_1 и S_2 (рис. 5-11) перемещается вращательным движе-

нием относительно оси, находящейся в центре расположения контактных пластин. Контактные ролики переходят с пластины на пластину в обесточенном состоянии, разрыв цепи тока осуществляется контакторами *К1*, *К2* и *К3* (рис. 5-11). Они имеют магнитное дутье и закреплены на колонках на баке переключателя ступеней. Защитный резистор R_1 и переходный R_2 нахо-

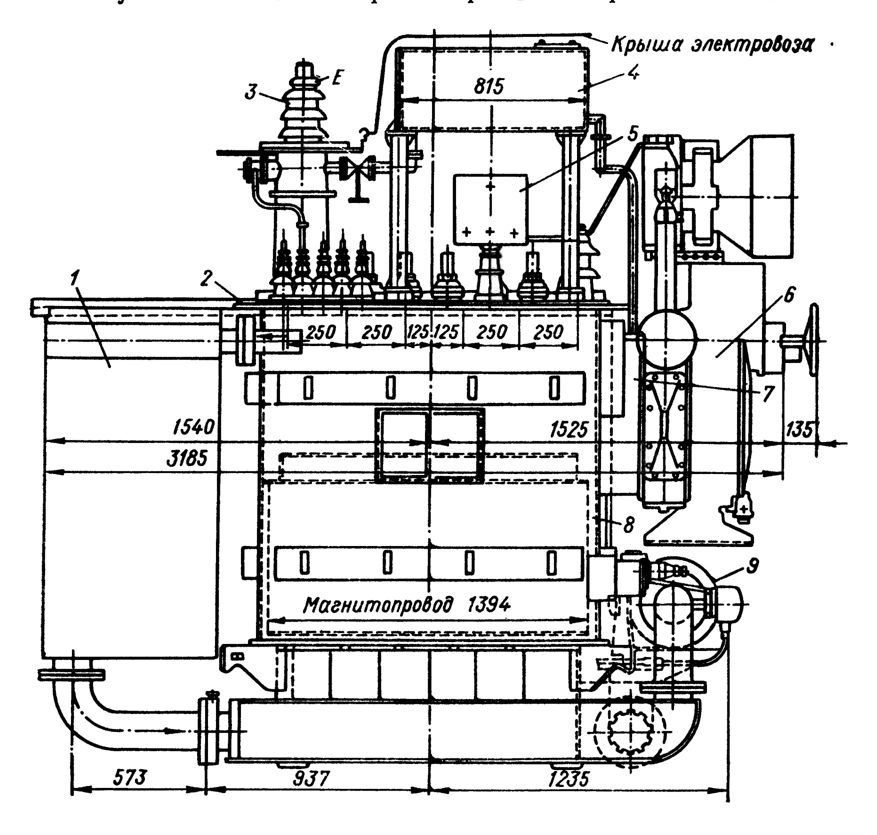


Рис. 5-15. Боковой вид трансформатора MIFA 6000/25

1 — маслоохладитель; *2* — крышка бака; *3* — главный ввод; *4* — расширитель; *5* — бачок с защитными сопротивлениями; *6* — переключатель ступеней; *7* — воздухоосушитель; *8* — бак; *9* — масляный электронасос

дятся в наполненном маслом баке *5*, установленном на крышке трансформатора (рис. 5-15).

В нулевом положении контактных движков контактор *К1* разомкнут, контакторы *К2* и *К3* замкнуты. Первичная обмотка силового трансформатора при этом замкнута сама на себя. На положении *1* замкнут только контактор *К2*. При этом вывод *А* силового трансформатора (рис. 5-11) при включенных в цепь резисторах R_1 и R_2 получает потенциал пластины *1-2*. Перед тем

как движок S_1 покинет пластину *0-1*, замыкается контактор *К1* и размыкается контактор *К2*. Таким образом, движок S_2 отходит от пластины *0-1* в обесточенном состоянии. Когда же движок дойдет до положения *2*, через пластинку *1-2* и контактор *К1* вывод *А* подключается прямо к этой пластине. Это является первой позицией регулирования, она дает первую ходовую скорость электровоза.

Следующая ходовая позиция получается, когда движки займут положение *3* и т. д. Таким образом, ходовые позиции имеют место, когда лишь один из двух контактных движков касается контактной пластины, а другой в это время находится в промежуточном положении.

Номинальное напряжение на тяговых двигателях при номинальном напряжении U_c на контактном проводе получается на позиции *30*-й переключателя. Позиции *31* и *32* используются при пониженных значениях напряжения в контактной сети.

Механическая блокировка контакторов и контактных движков обеспечивает правильную последовательность их работы. Само же перемещение движков и приведение в действие контакторов производится электропневматическим сервомотором, управляемым контролером машиниста.

Рассмотренный трансформатор имеет мощность 6000 кВ·А. Его производная масса равна 12,0 кг/(кВ·А)$^{3/4}$, а относительная масса масла 2,1 кг/(кВ·А).

5-2. Схема замещения трансформатора и ее параметры

А. Двухобмоточный трансформатор

К зажимам вторичной обмотки трансформатора подключена цепь, активное сопротивление которой R_2, а реактивное X_2. Если это двигатель однофазного тока, асинхронный или синхронный, потребляющий активную мощность P, а реактивную Q при напряжении питания $U_{2н}$, то

$$R_2 = P/U_{2н}; \quad X_2 = Q/U_{2н}.$$

Известны параметры трансформатора: r_1 — активное сопротивление первичной обмотки; $L_{\sigma 1}$ — индуктивность рассеяния первичной обмотки; r_2 и $L_{\sigma 2}$ — аналогичные параметры вторичной обмотки; w_1 и w_2 — число витков первичной и вторичной обмоток.

Пусть в нагрузку идет ток I_2. По закону Ленца этот ток противодействует причине, его вызывающей, т. е. стремится уменьшить поток взаимоиндукции Ф, который наводит э. д. с. E_2 во вторичной обмотке. Но значение потока Ф должно быть таким, чтобы создаваемая им э. д. с.

$$e_1 = -w_1 \frac{d\Phi}{dt}$$

в первичной обмотке, взятая с обратным знаком и сложенная с падениями напряжения в активном и реактивном (от потока рассеяния $\Phi_{\sigma 1}$) сопротивлениях первичной обмотки, была бы равна приложенному напряжению контактной сети U_c, т. е. для первичной обмотки должно быть справедливо следующее уравнение

$$u_1 = r_1 i_1 + L_{\sigma 1}\frac{di_1}{dt} + w_1\frac{d\Phi}{dt}. \tag{5-5}$$

Для создания потока Ф необходима н. с., равная

$$i_1 w_1 + i_2 w_2 = i_\mu w_1, \tag{5-6}$$

где i_μ — мгновенное значение тока намагничивания. Во вторичной обмотке потоком взаимоиндукции Ф создается э. д. с.

$$e_2 = -w_2\frac{d\Phi}{dt},$$

которая равна сумме активного $(r_2+R_2)i_2$ и реактивного $(L_{\sigma 2}+ L_2)\frac{di_2}{dt}$ падений напряжения в этой цепи, где $L_2 = X_2\frac{1}{2\pi f}$, а f — частота питающей сети; R_2 и L_2 — активное сопротивление и индуктивность нагрузки. Следовательно, для вторичной обмотки может быть написано уравнение

$$-w_2\frac{d\Phi}{dt} = (r_2 + R_2)\, i_2 + (L_{\sigma 2} + L_2)\frac{di_2}{dt}. \tag{5-7}$$

Из этого уравнения

$$\frac{d\Phi}{dt} = -\frac{1}{w_2}(r_2 + R_2)\, i_2 - \frac{1}{w_2}(L_{\sigma 2} + L_2)\frac{di_2}{dt}.$$

После подстановки полученного значения $\frac{d\Phi}{dt}$ в уравнение (5-5) получается

$$u_1 = r_1 i_1 + L_{\sigma 1}\frac{di_1}{dt} - \frac{w_1}{w_2}(r_2 + R_2)\, i_2 - \frac{w_1}{w_2}(L_{\sigma 2} + L_2)\frac{di_2}{dt}$$

или

$$u_1 = r_1 i_1 - (r_2 + R_2)\left(\frac{w_1}{w_2}\right)^2 \frac{i_2}{w_1/w_2} + L_{\sigma 1}\frac{di_1}{dt} - $$
$$-(L_{\sigma 2} + L_2)\left(\frac{w_1}{w_2}\right)^2 \frac{di_2}{dt}\cdot\frac{1}{w_1/w_2}.$$

В полученном выражении w_1/w_2 представляет собой коэффициент трансформации k трансформатора.

Обычно в трансформаторах достаточно большой мощности ток намагничивания сравнительно мал, поэтому для упроще-

ния дальнейшего рассуждения можно считать, что правая часть в (5-6) равна нулю, т. е.

$$i_1 w_1 = -i_2 w_2.$$

Тогда

$$i_2 = -\frac{i_1}{w_2/w_1} = -i_1 k.$$

В результате подстановки полученного выражения для i_2 в уравнение для u_1 получается

$$u_1 = r_1 i_1 + L_{\sigma 1}\frac{di_1}{dt} + (r_2 + R_2) k^2 i_1 + (L_{\sigma 2} + L_2) k^2 \frac{di_1}{dt}.$$

В символической форме это уравнение записывается следующим образом

$$\dot{U}_1 = r_1 \dot{I}_1 + jx_1 \dot{I}_1 + (r_2 + R_2) k^2 \dot{I}_1 + j(x_2 + X_2) k^2 \dot{I}_1 \qquad (5\text{-}8)$$

или после группировки слагаемых

$$\dot{U}_1 = \dot{I}_1 (r_1 + jx_1) + (r_2 + jx_2) k^2 \dot{I}_1 + (R_2 + jX_2) k^2 \dot{I}_1.$$

Далее вводятся обозначения

$$\left.\begin{aligned} r_1 + jx_1 &= Z_1; \\ (r_2 + jx_2) k^2 &= Z_2'; \\ (R_2 + iX_2) k^2 &= Z_н'. \end{aligned}\right\} \qquad (5\text{-}9)$$

В последней строке $Z'_н$ представляет собой приведенное сопротивление нагрузки, и, следовательно, падение напряжения на этом сопротивлении при токе первичной обмотки $\dot{I}_1$ является приведенным значением вторичного напряжения трансформатора. После подстановки принятых обозначений в уравнение (5-8)

$$\dot{U}_1 = \dot{I}_1 Z_1 + \dot{I}_1 Z_2' + \dot{U}_2'. \qquad (5\text{-}10$$

Такое выражение действительно для электрической схемы, в которой цепь, представляющая намагничивающий контур (вообще говоря, контур всего трансформатора в режиме холостого хода), вынесена на входные зажимы трансформатора.

В современной расчетной практике принято текущие значения токов, напряжений, а также значения активных и индуктивных сопротивлений задавать в так называемых относительных единицах (о. е.). За базисную единицу напряжения целесообразно принять номинальное напряжение контактной сети $U_{с.н}$, а за базисный ток — ток $I_{1н}$ длительного режима трансформатора при работе всех тяговых двигателей электровоза с номинальной мощностью.

После деления правой и левой частей уравнения (5-10) на $U_{с.н}$ получается

$$\frac{\dot{U}_1}{U_{с.н}}=\frac{\dot{I}_1}{I_{1н}}\cdot\frac{Z_1 I_{1н}}{U_{с.н}}+\frac{\dot{I}_1}{I_{1н}}\cdot\frac{Z_2' I_{1н}}{U_{с.н}}+\frac{\dot{U}_2'}{U_{с.н}}$$

или

$$\dot{U}_{1\,(о.е)}=\dot{I}_{1\,(о.е)}Z_{1\,(о.е)}+\dot{I}_{1\,(о.е)}Z'_{2\,(о.е)}+\dot{U}'_{2\,(о.е)}. \qquad (5\text{-}10а)$$

Для контура тока холостого хода также

$$\frac{Z_0 I_{1н}}{U_{с.н}}=Z_{0\,(о.е)} \quad и \quad \frac{\dot{I}_0}{I_{1н}}=\dot{I}_{0\,(о.е)}.$$

В дальнейшем (если не будет специально оговорено) все значения токов, напряжений и параметров будут приводиться в долевых значениях без индекса о. е.

Численные значения параметров трансформатора определяются из опытов холостого хода и короткого замыкания.

Пусть в опыте холостого хода при номинальном напряжении на первичной обмотке и токе I_0 была измерена потребляемая мощность: полная $U_{с.н}I_0=S_0$ и активная P_0. Тогда

$$Z_0=\frac{U_{с.н}}{I_0};\quad \cos\varphi=\frac{P_0}{S_0};\quad I_{0а}=\frac{P_0}{U_{с.н}}. \qquad (5\text{-}11)$$

Пусть в опыте короткого замыкания определены напряжение $U_{к.н}$ при номинальном токе первичной обмотки $I_{1н}$ и потребляемая из сети мощность $P_{к.н}$. Тогда

$$Z_к=U_{к.н}/I_{1н}. \qquad (5\text{-}11а)$$

Для трансформатора с регулированием со стороны *НН* полное сопротивление контура намагничивания Z_0, очевидно, остается по значению тем же, что и для обычного двухобмоточного трансформатора. Сопротивление же короткого замыкания $Z_к$ в общем случае зависит от способа переключения вторичной обмотки. Но для схемы рис. 5-2 значение $Z_к$ практически не зависит от коэффициента регулирования $k_р$. Действительно, современное исполнение регулируемой обмотки таково, что витки всех m ступеней обмотки представляют собой m-ходовую винтовую спираль с наиболее совершенной транспозицией отдельных спиралей. Следовательно, средний диаметр витков любой спирали получается одним и тем же, и ширина всех спиралей одинакова. Оба эти обстоятельства обусловливают неизменное значение x'_2 при произвольном w_ν. Действительно,

$$x_2'=\Lambda w_\nu^2 k_\nu^2=\Lambda w_\nu^2\left(w_1/w_\nu\right)^2=\Lambda w_1^2.$$

Здесь Λ — магнитная проводимость рассеяния обмотки трансформатора.

Активное же сопротивление вторичной обмотки изменяется в зависимости от числа витков w_v вторичной обмотки, определяющих вторичное напряжение.

Нетрудно видеть, что приведенное значение r'_2 получается для любой ступени регулирования равным

$$r'_{2p} = r_2 k_p^2 k^2, \tag{5-12}$$

где r_2 — активное сопротивление всей вторичной обмотки; k_p — коэффициент регулирования, по уравнению (5-3). Однако влияние падения напряжения на активном сопротивлении при расчете внешней характеристики трансформатора очень невелико. Это позволяет считать Z'_2 двухобмоточного трансформатора величиной постоянной.

Б. Регулирование со стороны ВН. Стержневой магнитопровод

Примем, что средний стержень магнитопровода имеет вдвое большее сечение, чем каждый из крайних стержней, число же витков регулировочной обмотки w_{1p} равно удвоенному числу витков w_1 первичной обмотки понижающего трансформатора (рис. 5-7).

Режим холостого хода ($I_2=0$). Напряжение сети U_c уравновешивается э. д. с., создаваемой магнитным потоком Φ_1 первого стержня во всех w_{1p} витках регулировочной обмотки. Следовательно, имеет место равенство

$$U_c \approx 4{,}44 f w_{1p} \Phi_1 \approx \text{const}, \tag{5-13}$$

откуда

$$\Phi_1 \approx U_c/(4{,}44 f w_{1p}). \tag{5-14}$$

Если первичная обмотка понижающего трансформатора подключена к w_{2p} виткам автотрансформатора, то она находится под напряжением

$$U_1 = U_c \frac{w_{2p}}{w_{1p}} = k_p U_c. \tag{5-15}$$

Здесь $k_p = w_{2p}/w_{1p}$ — коэффициент регулирования (5-3).

Регулировочная обмотка автотрансформатора AT и первичная обмотка силового трансформатора T подключены так (рис. 5-7), что н. с. первичной обмотки действует согласно с н. с. тока I_c, текущего по подключенной к сети части витков регулировочной обмотки.

Напряжение на вторичной обмотке трансформатора получается равным

$$U_2 = \frac{1}{k} U_1 = \frac{1}{k} k_p U_c. \tag{5-16}$$

Магнитный поток в стержне *2*

$$\Phi_2 = \frac{U_1}{4{,}44 f w_1} = \frac{k_р U_с}{4{,}44 f \cdot 0{,}5 w_{1р}} = 2 k_р \Phi_1. \qquad (5\text{-}17)$$

В предположении, что $U_с = \mathrm{const}$, поток Φ_1 независимо от нагрузки сохраняет свое значение, поэтому имеет смысл выражать потоки в стержнях *2* и *3* в долях потока Φ_1.

Поток в стержне *3* (рис. 5-7) из равенства

$$\Phi_2 = \Phi_1 + \Phi_3$$

получится равным, учитывая (5-17),

$$\Phi_3 = \Phi_2 - \Phi_1 = (2k_р - 1)\,\Phi_1. \qquad (5\text{-}18)$$

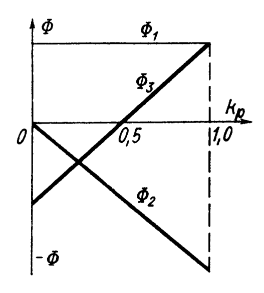


Рис. 5-16. График изменения потоков в трехстержневом трансформаторе с регулированием со стороны *ВН*

Рис. 5-17. Схема замещения трансформатора при регулировании со стороны *ВН*

При коэффициенте регулирования, равном нулю, когда первичная обмотка понижающего трансформатора замкнута накоротко, поток Φ_2 равен нулю, так как стержень *2* экранирован этой закороченной обмоткой. Следовательно, Φ_1 замыкается через стержень *3*. Таким образом, при $k_р = 0$ $\Phi_3 = -\Phi_1$ (рис. 5-16). По мере повышения $k_р$ численное значение потока Φ_2 повышается пропорционально $k_р$ и достигает наибольшего значения при $k_р = 1$. При этом ток холостого хода, забираемый из сети $I_{с0}$, разделяется на ток, текущий по регулировочной обмотке, и ток, текущий по первичной обмотке понижающего трансформатора. Оба тока действуют согласно.

С достаточной для практических цепей степенью приближения можно принять, что: 1) потери в стали трансформатора (ΣP_{Fe}) и мощность намагничивания (ΣQ_{Fe}) в сумме полностью определяют ток холостого хода трансформатора; 2) значение этого тока не зависит ни от нагрузки, ни от напряжения U_1 на высоковольтной стороне понижающего трансформатора, т. е. не зависит от $k_р$. При таком допущении цепь намагничивающего

контура (Z_0), как и в случае простого двухобмоточного трансформатора, может быть вынесена на зажимы питания $A_p X_p$ (рис. 5-17).

Значение же тока холостого хода определяется, таким образом, по следующей формуле

$$I_{c0} = \frac{\sqrt{\left(\sum P_{Fe}\right)^2 + \left(\sum Q_{Fe}\right)^2}}{U_c}. \quad (5\text{-}19)$$

Здесь

$$\sum P_{Fe} = P_{Fe1} + P_{Fe2} + P_{Fe3} + P_{Fej}$$

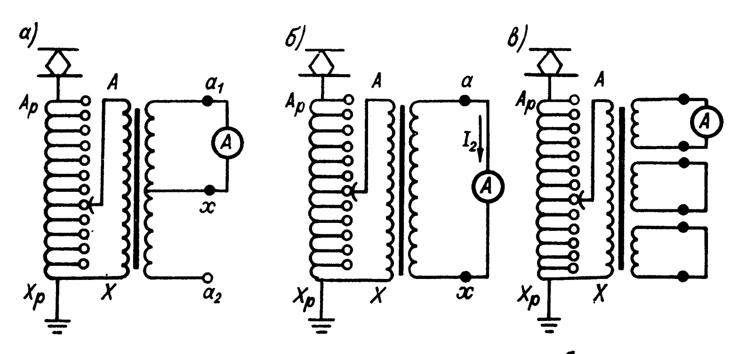


Рис. 5-18. Схемы опытов короткого замыкания трансформаторов с регулированием со стороны *ВН*: *а* — для рабочей схемы с нулем; *б* — для мостовой схемы; *в* — для блочной схемы

— активные потери во всех трех стержнях и в обоих ярмах при $k_p = 1{,}0$;

$$\sum Q_{Fe} = Q_{Fe1} + Q_{Fe2} + Q_{Fe3} + Q_{Fej}$$

— полная намагничивающая мощность всех стержней и в ярмах при $k_p = 1{,}0$.

Так как такой расчет приводит к несколько завышенному значению I_{c0}, то можно учитывать потери в меди обеих обмоток от токов холостого хода.

Режим установившегося короткого замыкания. В схеме преобразования с выведенной нулевой точкой опыт короткого замыкания производится при одной замкнутой вторичной полуобмотке (рис. 5-18, *а*); при мостовой схеме питания преобразователя или при питании двигателей однофазного тока закорачивается вся вторичная обмотка (рис. 5-18, *б*), при питании от вторичной обмотки нескольких отдельных мостов (рис. 5-18, *в*) закорачиваются все вторичные обмотки. Напряжение питания трансформатора подается на зажимы A_p и X_p регулировочной обмотки.

Начальное значение подводимого напряжения $U_с$ не должно превышать 0,1 номинального сетевого напряжения.

Режим короткого замыкания проводится для всех значений коэффициента регулирования $k_р$, начиная с $k_р=0$.

При постепенном повышении $U_с$ ток I_2 во вторичной обмотке увеличивается. То значение $k_{р1}$, при котором ток I_2 получается равным номинальному значению $I_{2н}$, соответствует значению результирующего полного «сквозного» сопротивления трансформатора $Z_{к.\,с}$ в относительных единицах.

При $k_р=1,0$ напряжение на зажимах $A_рX_р$ получается равным

$$U_{к.\,с}=I_{2н}Z_{к.\,с}.$$

В относительных единицах эта величина получается близкой численному значению $Z_{к.\,с}$ в о. е. цепи по рис. 5-17 при $Z'_н=0$.

Если при повышении $k_р$ оставить на зажимах $A_рX_р$ сетевое напряжение равным номинальному, то ток вторичной обмотки трансформатора получился бы равным

$$I_{2\,макс}=U_с/Z_{к.\,с}, \qquad (5\text{-}20)$$

что и является наибольшим током короткого замыкания трансформатора.

В. Сравнение способов регулирования

Выше было показано, что по своему устройству трансформаторы с регулированием выходного напряжения на стороне *ВН* в существенных чертах сложнее трансформаторов с регулированием на стороне *НН*. Следовательно, надежность работы первых ниже надежности работы вторых. Кроме того, первые тяжелее и более дороги в эксплуатации.

Наконец, трансформаторы с регулированием со стороны *ВН* уступают простым двухобмоточным (каковыми по сути дела являются трансформаторы с регулированием со стороны *НН*) и по $\cos\varphi$ (первые имеют более высокое сопротивление рассеяния), и по сумме потерь в рабочем диапазоне скоростей движения (ниже 0,7 наибольшей эксплуатационной скорости движения электровоза), как показывают кривые на рис. 5-19, *в*. По оси абсцисс отложена скорость движения; за 100% принята наивысшая эксплуатационная скорость. Так что не только $\cos\varphi$, но и эксплуатационный к. п. д. трансформатора с высоковольтным регулированием ниже, чем у трансформатора с регулированием со стороны *НН*.

Повышенное значение потока рассеяния трансформатора отрицательно отзывается на рабочих характеристиках тяговых двигателей.

Однако большинство электровозов однофазного тока с двигателями выпрямленного тока с середины 50-х до конца 60-х годов

нашего столетия изготовлялось заграничными фирмами с регулированием со стороны *ВН*. Большая плавность перехода с одной ходовой ступени на следующую и большое число ходовых ступеней позволяло брать повышенную весовую норму состава по сравнению с тем, что было возможным при регулировании со стороны НН. Более высокой эксплуатационной производительностью локомотива оправдывалась повышенная стоимость трансформатора с его высоковольтным устройством переключения ступеней.

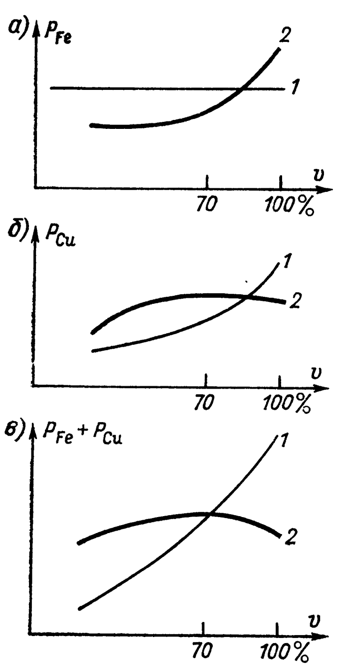


Рис. 5-19. Сравнение потерь в трансформаторах с регулированием со стороны *ВН* (*2*) и *НН* (*1*): *а* — потери в стали; *б* — потери в меди; *в* — суммарные потери

И в СССР в начале 60-х годов были построены на НЭВЗ три электровоза типа Н80 с высоковольтным регулированием. Их испытания выявили, кроме отмеченной уже более плавной пусковой характеристики, существенное повышение коэффициента использования сцепного веса электровоза. Этот коэффициент при $\psi=0{,}35$ достиг значения порядка 0,91. У электровозов с низковольтным регулированием он не превышал 0,85.

Все же низкая надежность работы высоковольтного регулятора и пониженные $\cos\varphi$ и к. п. д. электровоза Н80 почти во всем диапазоне его ходовых скоростей заставили отказаться от применения этой системы регулирования.

В связи с быстрым развитием тиристорных схем в настоящее время регулирование на стороне *ВН* не проектируется как в нашей, так и в зарубежной практике электровозостроения.

5-3. Охлаждение трансформаторов

Трансформаторы электроподвижного состава в начальной стадии электрификации железных дорог на однофазном токе исполнялись с обычным масляным охлаждением (без циркуляции масла) и с ребристыми баками. В 20-х годах нашего века на многих электровозах были установлены открытые трансформаторы с воздушным охлаждением. Рост мощности электровозов, а следовательно, и мощности трансформаторов заставил отказаться от этой все же малоэффективной и недостаточно надежной системы охлаждения. В настоящее время электровозные

трансформаторы, как правило, имеют масляную систему охлаждения с принудительной циркуляцией масла через трубчатый охладитель, омываемый струей воздуха.

Так, трансформатор ОЦР 5600/25 (выпуска 1966 г., рис. 5-6) электровозов Н60 имеет циркуляционную систему масляного охлаждения (рис. 5-20). Масло прогоняется по трубам *4* через трансформатор и охладитель *2* электронасосом *3*. Охлаждающий воздух, нагнетаемый вентилятором, поступает в пространство между баком *1* трансформатора и охладителем, а затем проходит между ребристыми трубками охладителя. Система охлаждения работает очень эффективно.

Трансформаторы первоначальных поставок электровозов этой серии выполнялись с двумя вертикальными электронасосами, смонтированными на крышке расширителя.

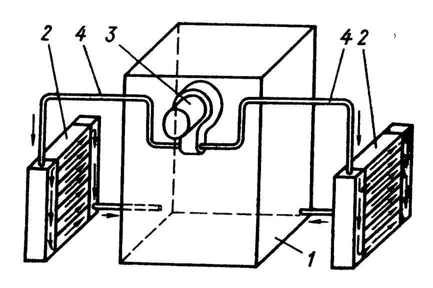


Рис. 5-20. Схема циркуляции масла трансформатора ОЦР 5600/25

Под общим названием «масла» в современных трансформаторах в качестве охлаждающей среды применяются различные химические композиции (совтол, пиранол и др.), которые отличаются от минеральных масел главным образом тем, что являются негорючими, обладают большой плотностью (1,46 г/см³ при 100° С) и малой гигроскопичностью.

В установившемся режиме работы трансформатора тепловое состояние его частей (не только магнитопровода и обмоток, но и масла, бака и охлаждающих радиаторов) не изменяется.

Мощность общих потерь трансформатора ΣP передается маслу. Масло — охлаждающая среда, поступая из радиатора в нижнюю часть бака трансформатора, имеет низкую температуру ϑ_{c1}. Поднимаясь и омывая при этом обмотки и магнитопровод трансформатора, оно нагревается до температуры ϑ_{c2}. После прохождения масла через радиаторы температура его снова становится ϑ_{c1}.

Средняя температура ϑ_c масла в баке равна $\frac{1}{2}(\vartheta_{c1}+\vartheta_{c2})$.

Если температура обмотки в этом режиме равна ϑ_{Cu}, то полный перегрев обмотки θ_{Cu} по сравнению с температурой окружающего воздуха будет представляться суммой трех слагаемых:

$$\theta_{Cu}=\theta_{Cu\,c}+\theta_c+\theta_{c.\,в}. \qquad (5\text{-}21)$$

Здесь $\theta_{Cu\,c}=\vartheta_{Cu}-\vartheta_c$ — перегрев меди по сравнению с температурой масла; $\theta_c=\vartheta_c-\vartheta_{c.\,т}$ — перегрев масла по сравнению со средней температурой трубок маслоохладителя; $\theta_{c.в}=\vartheta_{c.т}-\vartheta_в$ —

перегрев трубок маслоохладителя по сравнению с температурой окружающего воздуха $\vartheta_в$.

Чем ниже средняя температура $\vartheta_с$ охлаждающей среды и чем больше этой среды (в рассматриваемом случае масла), чем выше интенсивность ее циркуляции, тем выше перегрузочная способность трансформатора. Тепловой расчет частей трансформатора приведен в § 11-5.

5-4. Общие размерные зависимости

Общие размерные зависимости связывают между собой рост мощности, массы, потерь, а также активного и реактивного сопротивлений трансформатора при пропорциональном увеличении его размеров.

Мощность S_1(кВ•А), отнесенная к одному стержню трансформатора, с достаточной точностью дается выражением

$$S_1 \approx E_1 I_1 = 4{,}44 f w_1 \Phi j q_1$$

или

$$S_1 = (4{,}44 f B j)\, q_1 w_1 S_c. \qquad (5\text{-}22)$$

Здесь w_1 — число витков первичной обмотки; j — плотность тока в первичной обмотке; q_1 — сечение провода первичной обмотки; B — индукция в стержне магнитопровода; S_c — сечение стержня магнитопровода.

Пусть для какого-то способа охлаждения индукция B и плотность тока j выбраны максимально возможными по условиям охлаждения трансформатора. Они могут приниматься постоянными при достаточно большом изменении мощности ряда трансформаторов данной серии. Тогда величину, стоящую в скобках в выражении (5-22), можно считать постоянной, не зависящей от размеров трансформатора.

Затем произведение $q_1 w_1$ можно принимать пропорциональным площади HF окна трансформатора, причем здесь H — высота окна, а F — его ширина (рис. 5-21).

Сечение стержня трансформатора S_c можно принимать пропорциональным D^2, где D — диаметр окружности, описанной около поперечного сечения стержня. В довольно широких пределах изменения размеров трансформатора F и H пропорциональны D, и тогда из (5-22) следует

$$S = C_т' D^3 H = C_т D^4. \qquad (5\text{-}23)$$

Индексы у S, D и H опущены, так как полученное выражение имеет общий характер. Следовательно, мощность трансформатора в ряду геометрически подобных исполнений пропорциональна четвертой степени диаметра его стержня. $C_т$ носит название эффективной постоянной трансформатора. Полученное выражение дает зависимость между мощностью трансформа-

тора, отнесенной к одному стержню, и диаметром стержня в виде

$$D = k_D \sqrt[4]{S}. \tag{5-24}$$

Коэффициент k_D для трансформаторов мощностью в диапазоне 800—2000 кВ·А имеет значение около 5—4,5, для трансформаторов бóльшей мощности — от 4,5 до 4,0 (диаметр стержня D, см).

Заслуживает внимания и значение постоянной $C'_т$. Для трансформаторов электроподвижного состава при $U_с = 25$ кВ и частоте 50 Гц $C'_т = (1{,}25 \div 1{,}15) \cdot 10^3$ кВ·А/см^4. Меньшее значение относится к более мощным трансформаторам.

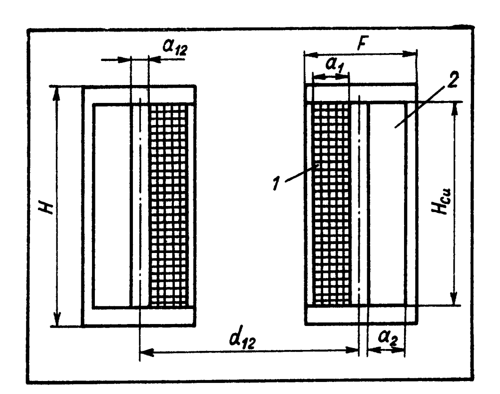


Рис. 5-21. Концентрическое расположение обмоток на стержнях трансформатора с броневым магнитопроводом

Общая масса трансформатора может быть представлена зависимостью

$$M = k'_g D^2 H = k_g D^3, \tag{5-25}$$

т. е. масса пропорциональна третьей степени линейного размера.

Относительная масса трансформатора

$$m = \frac{M}{S} = \frac{k_g D^3}{C_т D^4} = C'_g \frac{1}{D}.$$

Учитывая (5-23), можем написать

$$m = C_g \frac{1}{\sqrt[4]{S}}. \tag{5-26}$$

Производная масса трансформатора однотипного ряда выражается зависимостью

$$\varepsilon_т = \frac{M}{S^{3/4}} = \frac{k_g D^3}{\left(C'_т D^4\right)^{3/4}} = \frac{k_g}{C''_т} = \text{const}. \tag{5-27}$$

Эта величина представляет собой массу трансформатора мощностью 1 кВ·А, выраженную в кг.

Для масляных трансформаторов однофазного тока, применяемых на электроподвижном составе железных дорог однофазного тока напряжением 25 кВ, 50 Гц, производная масса трансформатора (сухого) получается в пределах 16—12 кг/(кВ·А)$^{3/4}$. Производная масса ($\varepsilon_т$) трансформаторов большей мощности получается меньше на 10—15%.

Соотношение между относительной и производной массами для трансформаторов однотипного ряда выражается зависимостью (по 5-27)

$$m = \frac{M}{S} = \frac{S^{3/4}}{S}\varepsilon_т = \frac{\varepsilon_т}{\sqrt[4]{S}}. \qquad (5\text{-}28)$$

Потери в трансформаторе могут быть представлены в виде такой же общей зависимости. Действительно, потери в стали пропорциональны массе магнитопровода, т. е.

$$P_{Fe} = M_{Fe}p_{Fe},$$

где p_{Fe} — потери в единице массы магнитопровода при том значении индукции, которая для них принята.

Потери в меди пропорциональны массе меди обмоток

$$P_{Cu} = M_{Cu}p_{Cu}.$$

Здесь p_{Cu} — усредненные потери на единицу массы меди обмоток при ее рабочей температуре.

Общие потери, включая добавочные, в трансформаторах однотипного ряда благодаря постоянству отношения массы стали к массе меди могут быть выражены формулой

$$\sum P = k'_p M = k_p D^3. \qquad (5\text{-}29)$$

Относительные же потери, выраженные в относительных единицах без учета влияния коэффициента мощности нагрузки, будут равны

$$\sum P_{о.е} = \frac{\Sigma P}{P} = \frac{k_p D^3}{C'_т D^4} \equiv \frac{1}{D} \equiv \frac{1}{\sqrt[4]{S}}, \qquad (5\text{-}30)$$

где $P \approx S$ — активная мощность трансформатора, кВт.

К. п. д. трансформатора

$$\eta_{о.с} = \frac{P}{P + \Sigma P} = \frac{1}{1 + \Sigma P_{о.е}} \approx 1 - \sum P_{о.е}. \qquad (5\text{-}31)$$

Выражения (5-30) и (5-31) показывают значительное влияние мощности трансформатора на значение относительных потерь в нем и на его к. п. д.

Так, если выдержать условие геометрического подобия для трансформаторов мощностью в 10 000 кВ·А и мощностью

1 кВ·А, причем относительные потери первого трансформатора принять равными 0,01 (к. п. д. равен 0,99), то, согласно выражению (5-30), относительные потери для трансформатора в 1 кВ·А получаются равными 0,1 а к. п. д. этого трансформатора — соответственно около 0,9.

Выведенные закономерности при большом различии в мощности трансформаторов однотипного ряда претерпевают некоторое нарушение вследствие непропорционального изменения некоторых размеров трансформаторов, связанного с требованиями электрической прочности изоляции, необходимых к. п. д. и напряжения короткого замыкания.

Независимо от мощности трансформатора, а следовательно, и от его размеров, общее для всех членов ряда значение номинального высшего напряжения определяет одинаковое для всех расстояние от меди обмоток до поверхности магнитопровода. Для трансформаторов меньшей мощности влияние этого обстоятельства на коэффициент заполнения медью окна трансформатора будет более заметным, чем для трансформаторов более высокой мощности. А это приведет к тому, что, например, коэффициенты в выражениях (5-23), (5-24) и (5-25) получаются бóльшими для трансформаторов меньших мощностей. Из-за этого у меньших трансформаторов и производная масса получается несколько большей.

Если при проектировании двух трансформаторов у меньшего из них к. п. д. по заданию должен быть выше, чем получается по формуле (5-31), то необходимо уменьшить плотность тока в обмотке и индукцию в сердечнике, т. е. увеличить размеры трансформатора по сравнению с теми, которые определяются формулой (5-24).

Влияние к. п. д. легче показать на примере.

Пример. Трансформатор электровоза имеет номинальную мощность 6500 кВ·А, а его к. п. д. при работе в режиме длительной мощности равен 99%. Таким образом, относительные потери получаются равными

$$\sum P = 100 - \eta = 100 - 99 = 1\%.$$

Если создать на базе этого трансформатора трансформатор мощностью 1100 кВ·А для электропоезда, то отношение относительных потерь получается по (5-30) равным

$$\frac{\sum P_{1100}}{\sum P_{6500}} = \sqrt[4]{\frac{6500}{1100}} = 1{,}55, \text{ т. е. } \sum P_{1100} = 1 \cdot 1{,}55 = 1{,}55\%.$$

Пусть технические условия на проектирование трансформатора электропоезда задают к. п. д. равным 99%. Для уменьшения относительных потерь с 1,55% до 1%, т. е. в отношении, равном 1,55, необходимо в $\sqrt{1{,}55}$ раза понизить индукцию в сердечнике трансформатора и во столько же раз понизить плотность тока в обмотках. В результате у трансформатора меньшей мощности производная масса возросла бы также приблизительно в 1,55 раза. Так как это недопустимо, то к. п. д. у трансформатора меньшей мощности допускается меньшего значения.

Для выяснения зависимости индуктивного сопротивления короткого замыкания от размеров трансформатора рассмотрим однофазный двухобмоточный трансформатор с сердечником броневого типа (рис. 5-21). Обмотка трансформатора выполнена в виде двух коаксиальных цилиндрических катушек *1* и *2*. Индуктивное сопротивление короткого замыкания трансформатора с такой обмоткой выражается [22] формулой (Ом).

$$x_к = 7{,}9 f w_1^2 \pi d_{1\text{-}2} k_\mu \frac{a}{H} \cdot 10^{-8}. \qquad (5\text{-}32)$$

Здесь d_{1-2} — средний диаметр кольцевого канала между обмотками, см; k_μ — коэффициент, учитывающий увеличение магнитного сопротивления вследствие того, что обмотка не по всей окружности охвачена ярмами; H — высота окна, см; a — приведенная ширина канала между обмотками, см.

$$a = a_{1\text{-}2} + \frac{a_1 + a_2}{3}. \qquad (5\text{-}33)$$

При пропорциональном увеличении размеров трансформатора в таком же отношении увеличивается и индуктивное сопротивление рассеяния $x_к$, выраженное в относительных единицах (о. е.).

Действительно, пусть при увеличении размеров трансформатора в m раз число витков обмоток останется без изменения. Напряжения U_1 и U_2 в результате возрастают в m^2 раз, так как при том же значении магнитной индукции во столько раз увеличивается поток. Ток тоже может быть увеличен в m^2 раз в соответствии с возросшим сечением проводников обмотки при неизменной плотности тока.

Значение индуктивного сопротивления исходного трансформатора в относительных единицах равняется

$$x_{к\,(о.\,е)} = I_{1н} x_{к\,(1)} / U_1,$$

где $x_{к(1)}$ выражен в омах, а $I_{1н}$ и U_1 — соответственно в амперах и вольтах.

Значение индуктивного сопротивления нового трансформатора, увеличенного в m раз, будет (с учетом того, что d_{1-2} возрастает также в m раз)

$$x_{кm\,(о.\,е)} = \frac{(I_{1н} m^2)\, x_{к\,(1)} m}{U_1 m^2} = x_{к\,(1)} m,$$

т. е. увеличилось в m раз.

Обычно для широкого диапазона мощности трансформаторов значение $x_к$ задают в сравнительно узких пределах, поэтому при переходе к трансформатору большой мощности окно его выполняется относительно более высоким и узким. Для примера на рис. 5-22 показаны магнитопроводы трансформаторов

для электровоза и электропоезда, имеющие значения $x_к=0,12$. У трансформатора большей мощности отношение $H/F=6,05$, а у трансформатора меньшей мощности $H/F=4,45$.

Ориентировочные значения отношения H/F для трансформаторов электроподвижного состава при мощности на стержень от 1000 до 6000 кВ·А составляют: для стержневых трансформаторов 1,4—2,0, для броневых 4,5—6,5. Меньшие значения H/F — для трансформаторов меньшей мощности.

От величины $x_к$ зависит распределение нагрузки между трансформаторами, включенными параллельно. На электроподвижном составе, если и имеется несколько трансформаторов,

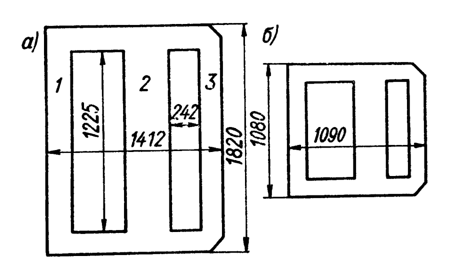


Рис. 5-22. Магнитопроводы трансформаторов с регулированием напряжения со стороны *ВН*: *а* — для электровоза мощностью 6350 кВт; *б* — для электропоезда мощностью 1200 кВт

работающих параллельно, то все они одинаковой мощности и одного и того же типа, поэтому для трансформаторов электроподвижного состава величина $x_к$ не играет такой роли, как для сетевых трансформаторов.

5-5. Параметры и относительное изменение напряжения трансформатора

Основным параметром трансформатора, необходимым для расчета изменения напряжения на вторичной обмотке при различных значениях нагрузки, является напряжение короткого замыкания, а для расчета кривой к. п. д.— потери и ток в режиме холостого хода трансформатора и потери в режиме короткого замыкания.

Применительно к трансформаторам электроподвижного состава должны быть даны некоторые разъяснения по поводу первого из этих терминов. Напряжением короткого замыкания двухобмоточного трансформатора называется то напряжение, которое надо подвести к первичной обмотке трансформатора при номинальной частоте и замкнутой накоротко тяговой вторичной обмотке, чтобы при этом ток, протекающий по тяговым обмоткам, был равен номинальному току.

Очевидно, что при этом не учитывается влияние прочих «вторичных» обмоток трансформатора.

Пренебрежение сравнительно незначительным влиянием нагрузки прочих обмоток оправдывается тем, что при этом суще-

ственно упрощается расчет значения относительного изменения напряжения на тяговой обмотке тем более, что само значение первичного напряжения из-за большого падения напряжения в контактном проводе колеблется в очень широких границах.

Напряжение короткого замыкания $u_к$ и его активная $u_а$ и реактивная $u_р$ составляющие выражаются в процентах от первичного напряжения трансформатора, причем $u_а$ вычисляют, принимая температуру обмоток, равной 75° С. Это значение является средней эксплуатационной температурой обмоток трансформатора.

Исходя из величины $P_к$ — потерь в режиме короткого замыкания при номинальном токе тяговой вторичной обмотки,— имеем:

$$u_а = \frac{P_к}{P_н} \cdot 100\%. \qquad (5\text{-}34)$$

Здесь $P_н$ — номинальная активная мощность трансформатора по тяговой нагрузке. Значение $u_р$ (в %):

$$u_р = x_к, \qquad (5\text{-}35)$$

где $x_к$ — сопротивление короткого замыкания, вычисленное для соответствующей схемы замещения (рис. 5-17) и выраженное в относительных единицах.

Тогда напряжение короткого замыкания будет

$$u_к = \sqrt{u_а^2 + u_р^2}. \qquad (5\text{-}36)$$

Относительное изменение вторичного напряжения вычисляется по известной формуле

$$\Delta u = \beta\,(u_а \cos\varphi_2 + u_р \sin\varphi_2) + \beta^2 \frac{(u_р \cos\varphi_2 - u_2 \sin\varphi_2)^2}{200}. \qquad (5\text{-}37)$$

Здесь $\cos\varphi_2$ — коэффициент мощности нагрузки; β — отношение тока нагрузки, при котором определяется Δu, к номинальному току нагрузки.

Ток холостого хода трансформатора определяется по своей активной $I_{0а}$ и реактивной $I_{0р}$ составляющим:

$$I_0 = \sqrt{I_{0а}^2 + I_{0р}^2}. \qquad (5\text{-}38)$$

При этом

$$I_{0а} = \frac{P_0}{U_с} \quad \text{или} \quad I_{0а} = \frac{P_0}{P_н} \cdot 100\%; \qquad (5\text{-}39)$$

$$I_{0р} = \frac{Q_0}{U_с} \quad \text{или} \quad I_{0р} = \frac{Q_0}{P_н} \cdot 100\%. \qquad (5\text{-}40)$$

Здесь P_0 — потери на перемагничивание в режиме холостого хода; Q_0 — значение намагничивающей мощности.

Обе величины вычисляются для номинального питающего напряжения и выражаются соответственно в ваттах и варах; формулы для определения P_0 и Q_0 приводятся в методиках расчета трансформаторов.

Коэффициент полезного действия (в %)

$$\eta = 100 - \frac{(\beta^2 P_к + P_0)\,100}{\beta S_н \cos\varphi_2 + \beta^2 P_к + P_0}. \tag{5-41}$$

Максимальное значение к. п. д. (в %)

$$\eta_{макс} = 100 - \frac{200 P_0}{\sqrt{\frac{P_0}{P_к}}\, S_н \cos\varphi_2 + 2P_0}. \tag{5-42}$$

Отношение тока нагрузки, при котором $\eta = \eta_{макс}$, к номинальному току вторичной обмотки (без учета вспомогательных нагрузок):

$$\beta_m = \sqrt{P_0/P_к}. \tag{5-43}$$

В электровозных трансформаторах β_m имеет примерно вдвое меньшее значение, чем в трансформаторах стационарных установок.

ГЛАВА ШЕСТАЯ

ТЯГОВЫЕ ПОЛУПРОВОДНИКОВЫЕ ПРЕОБРАЗОВАТЕЛИ

6-1. Назначение и виды преобразователей тягового электропривода

Статические преобразователи на электроподвижном составе и автономных локомотивах используются для преобразования электрической энергии, получаемой от тяговой сети или от собственной энергетической установки, в энергию другого рода тока, приемлемого для питания тяговых электродвигателей.

На локомотивах современного типа электрические тяговые двигатели и полупроводниковые преобразователи составляют единую органически связанную систему электромеханического преобразования энергии, позволяющую значительно повысить мощность, экономичность и надежность тягового электрического привода.

В процессе преобразования электроэнергии осуществляется выпрямление однофазного или трехфазного тока, обратное преобразование постоянного тока в переменный — инвертирование — либо преобразование переменного тока нерегулируемой частоты в переменный ток регулируемой частоты.

В зависимости от характера преобразования электрического тока преобразователи делятся на выпрямители, инверторы, ве-

домые сетью, импульсные преобразователи постоянного тока, автономные инверторы и преобразователи частоты.

Выпрямители применяются на электровозах и электропоездах однофазного переменного тока и на тепловозах с тяговыми генераторами переменного тока для питания выпрямленным током коллекторных тяговых двигателей.

Управляемые выпрямители позволяют не только выпрямлять переменный ток и регулировать выпрямленное напряжение. С их помощью реализуется электрическое торможение электроподвижного состава с отдачей энергии в питающую сеть (рекуперативное торможение). При этом управляемый выпрямитель переводится в режим инвертора, ведомого сетью, и преобразует постоянный ток тяговых двигателей, работающих в генераторном режиме, в переменный ток с частотой питающей сети.

На электроподвижном составе постоянного тока для плавного безреостатного регулирования напряжения коллекторных тяговых двигателей находят применение тиристорные импульсные преобразователи.

В качестве преобразователей для питания бесколлекторных тяговых двигателей трехфазного тока используются автономные инверторы и преобразователи частоты с промежуточной цепью постоянного тока или без нее.

Автономные инверторы служат для преобразования постоянного тока в переменный, обычно трехфазный ток с частотой, задаваемой системой управления. Автономные инверторы применяются как самостоятельные преобразовательные агрегаты на электроподвижном составе постоянного тока с асинхронными тяговыми двигателями либо как составная часть преобразователей частоты со звеном постоянного тока, которые находят применение на электроподвижном составе однофазного тока и на тепловозах с генераторами трехфазного тока.

Преобразователи частоты с промежуточной цепью постоянного тока работают на принципе двухкратного преобразования: выпрямление однофазного или трехфазного тока постоянной частоты с последующим инвертированием выпрямленного тока в трехфазный переменный ток регулируемой частоты.

Преобразователи частоты без промежуточной цепи постоянного тока обеспечивают непосредственное однократное преобразование переменного тока постоянной частоты в переменный ток регулируемой частоты.

6-2. Основные полупроводниковые приборы

Элементную базу статических преобразователей составляют силовые полупроводниковые приборы: диоды и тиристоры. В цепях управления широко применяются транзисторы.

Полупроводниковые приборы имеют высокий к. п. д., превышающий 98%, и малую относительную массу — меньше

0,1 кг/кВт. Они всегда готовы к работе и почти не нуждаются в уходе или наблюдении за их работой. Полупроводниковые приборы современного исполнения, в особенности кремниевые, имеют высокую надежность.

Основой полупроводниковых приборов являются многослойные полупроводниковые структуры с чередованием слоев, обладающих электронной (*n*-типа) и дырочной (*p*-типа) проводимостями и получаемых слабым легированием четырехвалентного полупроводника пятивалентными или трехвалентными элементами. На границе слоев с различными типами электрической проводимости образуются электронно-дырочные пере-

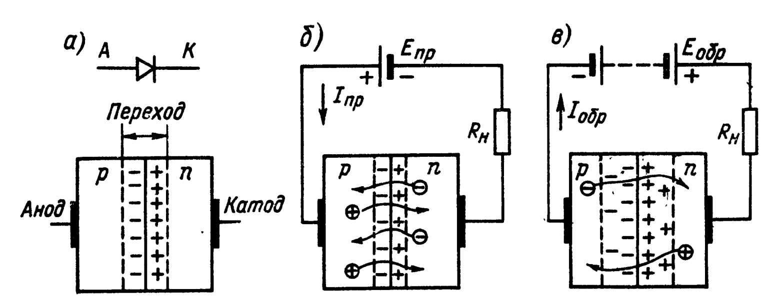


Рис. 6-1. Схематичное изображение *p*—*n*-перехода: *а* — при равновесном состоянии; *б* — при прямом смещении перехода; *в* — при обратном смещении перехода

ходы,— *p*—*n*-переходы (рис. 6-1), обладающие вентильными свойствами. Разность потенциалов, созданная объемными связанными зарядами на границе двух зон, называется потенциальным барьером. Потенциальный барьер препятствует самопроизвольному току в кристалле, и он находится в равновесном состоянии (рис. 6-1, *а*).

Если к *p*—*n*-переходу приложено напряжение от внешнего источника так, что плюс его подключен к *p*-области, а минус — к *n*-области кристалла, то основные носители зарядов — электроны и дырки — преодолевают потенциальный барьер (рис. 6-1, *б*),— происходит инжекция носителей зарядов. При обратной полярности, когда положительный полюс источника питания подключен к области *n*, а отрицательный — к области *p* (рис. 6-1, *в*), основные носители зарядов (электроны в области *n* и дырки в области *p*) отталкиваются от перехода вглубь полупроводника к электродам. Высота потенциального барьера возрастает, электроны и дырки его не преодолевают.

Следовательно, *p*—*n*-переход при прямом смещении проводит ток и имеет небольшое прямое падение напряжения, а при обратном смещении воспринимает на себя напряжение внешнего источника, пропуская лишь незначительный обратный ток неосновных носителей зарядов.

А. Неуправляемые вентили

Это неуправляемые полупроводниковые силовые приборы. Основой вентилей является двуслойная монокристаллическая полупроводниковая структура с одним *p—n*-переходом. Конструктивно структура выполняется в виде диска диаметром 20 мм и более, толщиной 0,35 мм. Полупроводниковые структуры выполняются с простой либо ступенчатой геометрией *p—n*-перехода.

Вентили со ступенчатой геометрией структуры, способной рассеивать при равномерном электрическом пробое центральной части перехода значительную энергию, не приводящую к тепловому пробою, получили название лавинных вентилей. В тяговых преобразователях, работающих в условиях частых перенапряжений, применение лавинных вентилей вместо обычных способствует повышению надежности.

К диску полупроводниковой структуры с обеих сторон припаиваются более толстые вольфрамовые или молибденовые термокомпенсаторы, имеющие приблизительно такой же коэффициент линейного расширения, как и полупроводники. Диск полупроводниковой структуры выполняется с фаской, поверхность которой для повышения напряжения перекрытия защищается специальным компаундом.

Такой «слоеный бисквитик» представляет собой вентильный элемент, который помещается в специальный корпус с внешними выводами — электродами: анодом и катодом. Корпус может исполняться в виде штыревой или таблеточной конструкции.

На рис. 6-2 показаны конструкции и габаритные размеры кремниевых вентилей штыревого и таблеточного исполнения без охладителей. В вентилях штыревого исполнения (рис. 6-2, *а*) вентильный элемент *2* припаивается к медному основанию *1*. Основание имеет винт для закрепления на охладителе. Этот винт одновременно является одним из внешних выводов. К основанию крепится металлический корпус *3*. С другой стороны к вентильному элементу припаивается внутренний гибкий вывод *4*, который через колпачок и переходную втулку соединяется со вторым внешним выводом *6*, выполненным в виде гибкого шунта с наконечником для присоединения к схеме. Для изоляции корпуса от гибкого вывода применяется стеклянный изолятор *5*.

В вентилях таблеточного исполнения (рис. 6-2, *б*) вентильный элемент *2* помещается в керамический корпус *3*, который закрывается с обеих сторон крышками *1* и *5* специальной формы из тонколистовой меди. Вентильный элемент электрически связан с одной из крышек внутренним медным выводом *4*. Крышки герметически свариваются с керамическим корпусом. Специальная форма крышки, выполненной в виде фигурной мембраны, позволяет компенсировать механические и термические напря-

жения, возникающие за счет разброса линейных размеров и различия в коэффициентах теплового расширения материалов сочленяемых деталей. Между всеми контактирующими поверхностями внутри прибора помещены серебряные прокладки, значительно улучшающие контактные тепловые сопротивления.

Таблетка вентиля помещается между двумя половинками охладителя и зажимается в осевом направлении. Таблеточная

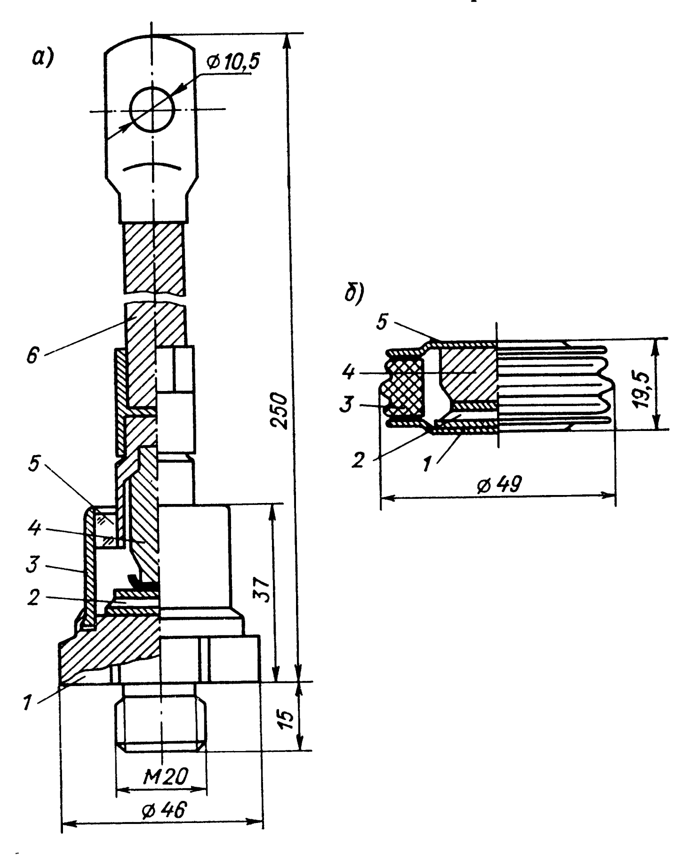


Рис. 6-2. Конструкция силовых кремниевых вентилей: *а* — штыревого исполнения типа ВЛ-200; *б* — таблеточного исполнения типа В6-320

конструкция позволяет осуществить двусторонний отвод тепла, выделяемого в структуре, что обеспечивает лучшие характеристики теплопередачи и способствует за счет более интенсивного теплоотвода повышению допустимого тока нагрузки примерно на 60%. Прижимные контакты между выпрямительным элементом, электродами и охладителями позволяют устранить недостатки вентилей штыревой конструкции, связанные с температурной усталостью паяных контактов.

Благодаря этим преимуществам вентили таблеточного исполнения являются предпочтительными для преобразователей подвижного состава, имеющих большую неравномерность токовой нагрузки, а следовательно, и неравномерный температурный режим вентилей.

В тяговых преобразователях охладители своими ребрами размещаются в струе охлаждающего воздуха. Усиление обдува позволяет повысить значение длительно допустимого тока вентилей. Рациональной скоростью воздушного охлаждения вентилей является 10—12 м/с. Возможны также и другие способы охлаждения вентилей: жидкостное и испарительное.

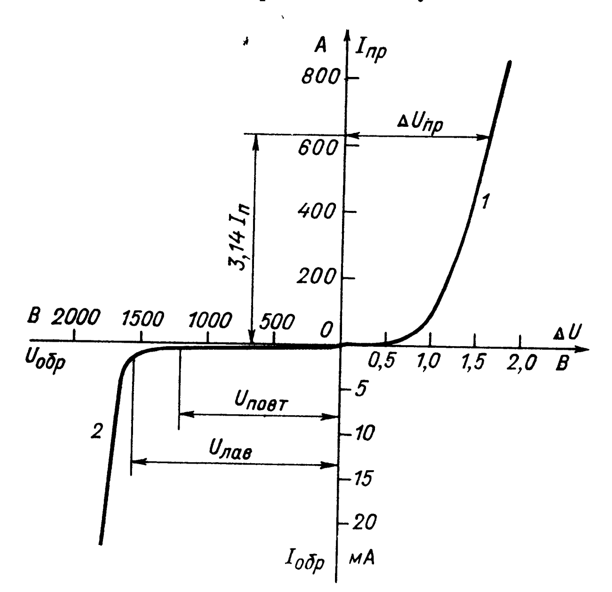


Рис. 6-3. Вольт-амперная характеристика вентиля типа ВЛ-200-12

Свойства вентилей определяются характеристиками и предельными величинами (ГОСТ 10662—73). Основной характеристикой вентилей является вольт-амперная характеристика (рис. 6-3), представляющая зависимость мгновенных значений прямого и обратного токов от соответствующих напряжений.

Главными параметрами силовых вентилей являются: предельный ток $I_п$, допустимая температура корпуса, неповторяющееся напряжение $U_{неповт}$, повторяющееся напряжение $U_{повт}$, напряжение лавинообразования $U_{лав}$ (для лавинных вентилей) и прямое падение напряжения при амплитудном значении предельного тока $\Delta U_{пр}$.

Прямая ветвь вольт-амперной характеристики (рис. 6-3, кривая *1*) нелинейна. С увеличением прямого тока $I_{пр}$ падение на-

пряжения $\Delta U_{пр}$ увеличивается, что приводит к росту потерь мощности и нагреву вентиля. Максимальное длительно допустимое среднее за период значение тока частотой 50 Гц синусоидальной формы при работе вентиля в однофазной однополупериодной схеме выпрямления на активную нагрузку при заданных тепловых условиях *p*—*n*-перехода называется предельным током вентиля $I_п$. Ток $I_п$ при заданной температуре корпуса определяет тип вентиля и указывается в обозначении (например, ВЛ-200: $I_п=200$ А).

Падение напряжения при амплитудном значении предельного тока $I_{пр}=3{,}14\ I_п$ составляет 1,0—2,0 В (на рис. 6-3 для вентиля ВЛ-200-12 при $I_{пр}=3{,}14\cdot200=628$А $\Delta U_{пр}=1{,}6$ В). С понижением температуры *p*—*n*-перехода $\Delta U_{пр}$ увеличивается. Иначе говоря, внутреннее сопротивление *p*—*n*-перехода имеет отрицательный температурный коэффициент.

Ограничение тока в прямом направлении определяется предельно допустимой температурой перехода: для германия она равна 65° С, для кремния 140° С. При нормальной работе кремниевого вентиля с предельным током температура корпуса не должна превышать 100° С.

Обратная ветвь вольт-амперной характеристики (рис. 6-3, кривая *2*) также нелинейна. В области больших обратных напряжений эта ветвь резко загибается, что свидетельствует о начале пробоя *p*—*n*-перехода. Различают два вида пробоев: тепловой необратимый и лавинный обратимый. Напряжение, соответствующее загибу обратной ветви для нелавинных вентилей, является напряжением пробоя, а для лавинных — напряжением лавинообразования.

Наибольшее допустимое мгновенное значение напряжения, периодически прикладываемое в обратном направлении, называется повторяющимся напряжением $U_{повт}$. В зависимости от повторяющегося напряжения вентили делятся на классы. Класс вентиля определяется как количество сотен вольт повторяющегося напряжения. Последнее принимается примерно на 25% меньшим напряжения лавинообразования для лавинных вентилей или напряжения пробоя для нелавинных вентилей. Например, для лавинного вентиля ВЛ-200-12 (рис. 6-3) $U_{лав}=1500$ В, $U_{повт}=1200$ В (12-й класс). Класс вентиля указывается в обозначении вентиля после цифры предельного тока.

Кремниевые и вообще полупроводниковые вентили имеют незначительную перегрузочную способность по току вследствие очень малой теплоемкости их рабочего элемента. Перегрузочная способность оценивается ампер-временной характеристикой, представленной на рис. 6-4 для вентилей типа ВЛ-200.

Лавинные вентили выдерживают импульсы напряжения лавинообразования длительностью 100 мкс с частотой повторения циклов 0,3 Гц и определенным значением энергии. Например, вентили ВЛ-200 рассеивают энергию 1 Дж.

В преобразователях большой мощности токи и напряжения одного вентильного плеча могут значительно превосходить предельный ток $I_п$ и повторяющееся напряжение $U_{повт}$ вентиля. В этом случае несколько вентилей соединяют параллельно и последовательно.

Важнейшим условием группового соединения вентилей является равномерность распределения прямого тока в параллельных ветвях и равномерность распределения обратного напряжения в последовательных цепях. Равномерность распреде-

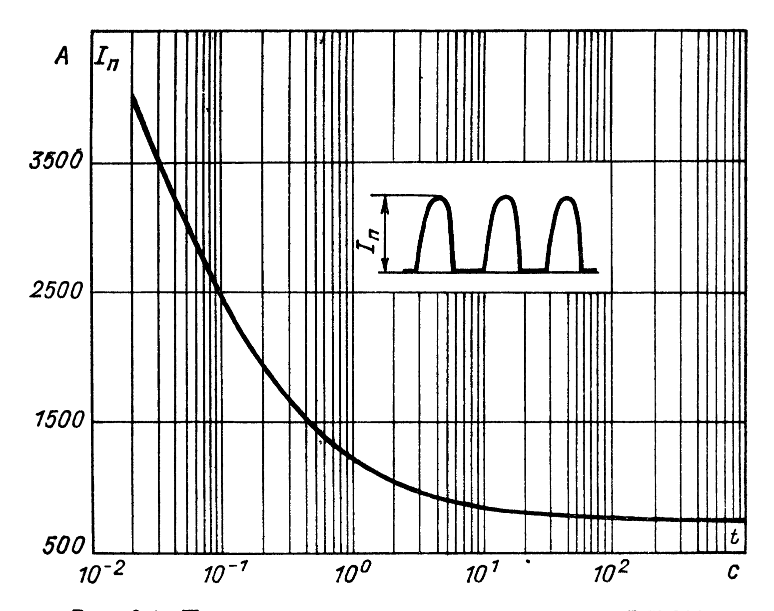


Рис. 6-4. Перегрузочная характеристика вентиля ВЛ-200

ления обеспечивается при полной идентичности вольт-амперных характеристик вентилей.

Реальные вентили имеют значительный разброс характеристик. Это обусловливает неравномерности, достигающие порой недопустимых значений. Для выравнивания прямых токов и обратных напряжений вентили в преобразователях подбирают по характеристикам или применяют специальные активные или индуктивные делители тока и делители напряжения в виде параллельно включаемых RC-цепочек.

Б. Тиристоры

Это кремниевые трехэлектродные приборы с неполным управлением, в основу которых положена четырехслойная монокристаллическая структура типа *p—n—p—n* (рис. 6-5, *а*).

Тиристор представляет собой прибор ключевого типа, имеющий в прямом направлении два устойчивых рабочих состояния,— запертое и открытое. В запертом состоянии его сопротивление измеряется сотнями килоом, а в открытом — долями ома. Следовательно, такой прибор обладает характеристикой, близкой к характеристике идеального ключа. В современных

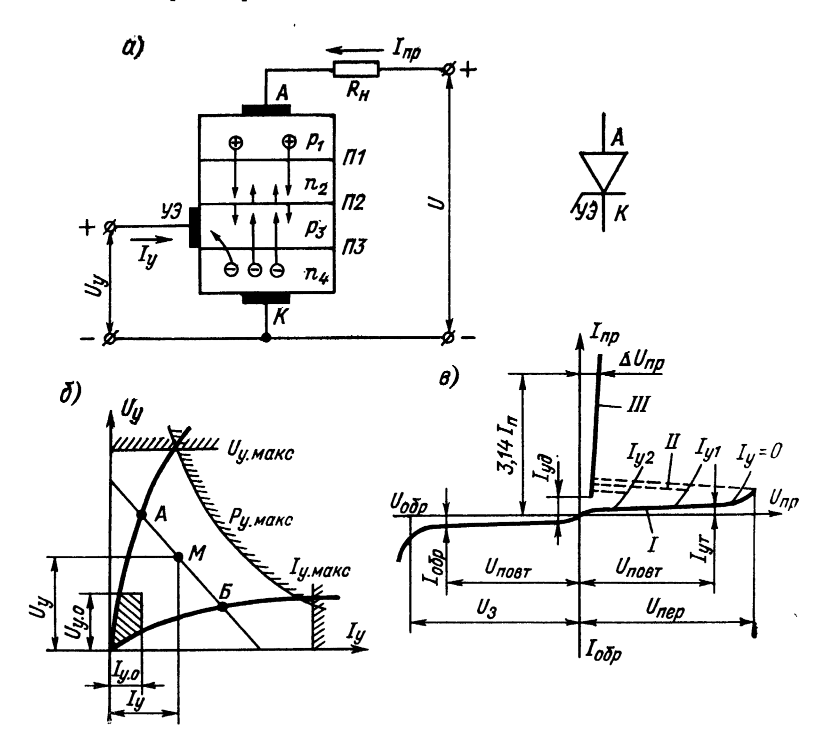


Рис. 6-5. Структура тиристора и вольт-амперные характеристики: *а* — *p—n—p—n*-структура в открытом состоянии и графическое изображение тиристора; *б* — характеристика цепи управления; *в* — вольт-амперная характеристика тиристора

схемах преобразования электроэнергии с регулированием напряжения и частоты тиристор является основным элементом силовых цепей.

Четырехслойная кремниевая структура тиристора (рис. 6-5, *а*) образует два эмиттерных *П1* и *П3* и один центральный коллекторный *П2* *p—n*-переходы. Электрод, присоединяемый к слою p_1, называется анодом, к слою n_4 — катодом и к слою p_3 — управляющим электродом. Зоны n_2 и p_3, называемые базовыми, выполняются с меньшим содержанием легирующих примесей, поэтому при прямом смещении переходы *П1* и *П3* инжектируют

в базовые зоны преимущественно один вид носителей заряда: переход *П1* — дырки, а переход *П3* — свободные электроны.

Если тиристор подключить к источнику напряжения в обратном направлении, т. е. катодом к положительному полюсу, то напряжение источника распределится между переходами *П1* и *П3*, смещенными в обратном направлении. Следовательно, при обратном включении тиристор не проводит тока. При переключении полярности источника внешнего напряжения переходы *П1* и *П3* смещаются в прямом направлении, а центральный переход *П2* — в обратном направлении, воспринимая все напряжения источника на себя. Структура в этом случае также обладает высоким сопротивлением и не проводит тока. В обоих случаях тиристор заперт.

Когда тиристор включен в прямом направлении — анодом к положительному полюсу источника, а управляющим электродом к положительному зажиму источника сигналов управления, структура его будет обладать малым сопротивлением и пропускать ток $I_{пр}$, ограничиваемый лишь сопротивлением нагрузки $R_н$.

При пропускании импульса тока управления $I_у$ переход *П3* смещается в прямом направлении. Из зоны n_4 в зону базы p_3 инжектируются электроны. Эти электроны частично достигают области центрального перехода *П2*, захватываются его полем и перебрасываются в зону базы n_2. Это вызывает снижение сопротивления *П2*, некоторое увеличение его обратного тока и начальное смещение *П1* в прямом направлении. При этом из зоны p_1 в зону базы n_2 инжектируются дырки, которые достигают перехода *П2* с другой стороны, захватываются его полем и переносятся в зону базы p_3. Этот процесс еще больше снижает сопротивление центрального перехода. Далее процесс снижения сопротивления лавинообразно нарастает.

В результате связанные объемные заряды центрального коллекторного перехода оказываются нейтрализованными динамическими пространственными зарядами инжектированных электронов и дырок. Сопротивление центрального перехода резко снижается, он смещается, как и эмиттерные переходы *П1* и *П3*, в прямом направлении. Тиристор открывается и пропускает прямой ток.

Дальнейшее открытое состояние тиристора будет поддерживаться независимо от того, будет ли изменяться или вообще отключится ток управляющего электрода, так как переход *П3* смещен источником анодного напряжения в прямом направлении и продолжает инжектировать электроны в базовую зону p_3. Этим объясняется неполная управляемость тиристора.

Для перевода тиристора в запертое состояние необходимым условием является отвод от центрального перехода инжектированных зарядов. Это возможно только после того, как прекратится протекание прямого тока и оба эмиттерных перехода не

будут инжектировать носителей зарядов в сторону обеих баз, а накопившиеся в области центрального *p*—*n*-перехода инжектированные носители зарядов рекомбинируют.

Следовательно, для запирания тиристора необходимо не только отключение тока управления, но и снижение до нуля прямого тока и предоставление некоторого времени (порядка десятков микросекунд) для возвращения структуры в равновесное состояние.

В схемах преобразователей открытие тиристоров производится по цепи управляющего электрода сигналами от схем управления, а запирание достигается за счет э. д. с. питающей сети переменного тока (естественная коммутация) либо специальными мерами, например за счет встречного разряда предварительно заряженной емкости (искусственная коммутация).

Естественная (сетевая) коммутация тиристоров происходит в различного рода управляемых выпрямителях и непосредственных преобразователях частоты. Искусственная коммутация применяется в импульсных регуляторах постоянного тока и в автономных инверторах. Возможно также применение искусственной коммутации в управляемых выпрямителях для повышения их коэффициента мощности.

Основными характеристиками тиристоров являются: характеристика цепи управления (рис. 6-5, *б*), вольт-амперная характеристика (рис. 6-5, *в*), характеристики динамического режима (времени включения $t_{вкл}$ и выключения $t_{выкл}$, допустимой скорости нарастания прямого напряжения $\frac{du}{dt}$), а также тепловые характеристики.

Характеристика цепи управления имеет вид прямой ветви вольт-амперной характеристики управляющего перехода *П3*. Эти характеристики для тиристоров одного типа имеют разброс, поэтому изображаются только две крайние кривые. На поле характеристик наносятся ограничения по току, напряжению и мощности потерь в цепи управления, а также по отпирающему току $I_{у.о}$ и отпирающему напряжению $U_{у.о}$. Напряжение $U_у$ и ток $I_у$, обеспечивающие нормальную работу тиристора, определяются нагрузочной прямой *АБ*, которая должна проходить через область гарантированного управления. Основные предельные параметры тиристора, например предельный ток, повторяющееся напряжение и другие, определяются так же, как для неуправляемых вентилей.

Вольт-амперная характеристика тиристора имеет такую же обратную ветвь, как и характеристика неуправляемого вентиля. При повторяющемся напряжении $U_{повт}$, которое определяет класс тиристора и может достигать 1500 В и более, мгновенное значение обратного тока составляет несколько миллиампер.

Прямая ветвь характеристики состоит из трех участков. На участке *I* тиристор находится в запертом состоянии. При

прямом напряжении, равном $U_{\text{повт}}$, протекает ток утечки $I_{\text{ут}}$, приблизительно равный току $I_{\text{обр}}$. При достижении прямым напряжением значения напряжения переключения $U_{\text{пер}}$ тиристор

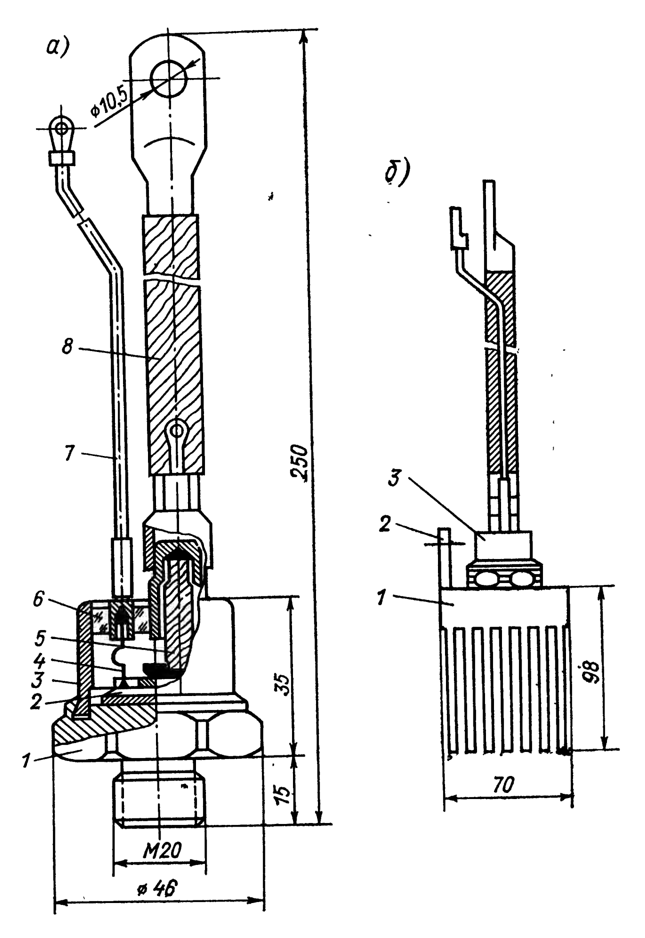


Рис. 6-6. Конструкция тиристора ТЛ-200: *а* — разрез

1 — основание; *2* — тиристорный элемент; *3* — корпус; *4* — внутренний вывод управляющего электрода; *5* — внутренний вывод катода; *6* — стеклоизолятор; *7* — внешний вывод управляющего электрода; *8* — внешний вывод катода

б — общий вид с типовым охладителем

1 — охладитель; *2* — прилив для электрического соединения анода; *3* — тиристор

лавинообразно переходит в открытое состояние по участку характеристики *II*. Если ток управления $I_{\text{у}}>0$, то переключение прибора происходит при напряжении, меньшем $U_{\text{пер}}$. При некотором значении тока управления (ток спрямления) тиристорная характеристика превращается в диодную. На участке *III* тири-

стор находится в открытом состоянии, когда при амплитудном значении предельного тока 3,14 $I_п$ прямое падение напряжения не превышает 1—2 В.

Открытый тиристор продолжает проводить ток при отключении тока управления до тех пор, пока значение прямого тока не станет меньше тока удержания $I_{уд}$, составляющего десятые доли ампера.

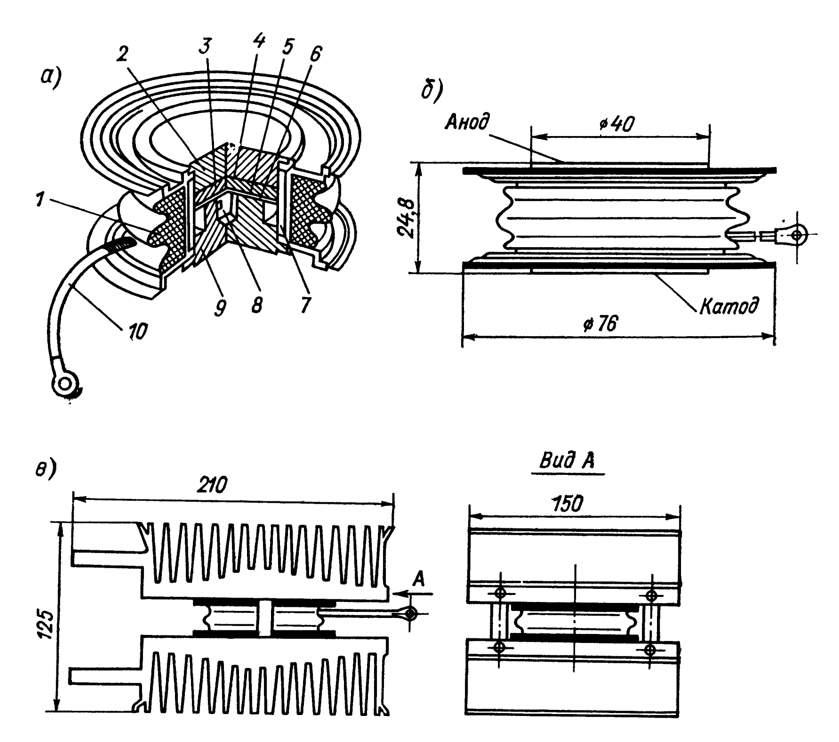


Рис. 6-7. Таблеточный тиристор типа ТБ-320: *а* — разрез

1 — керамический корпус; *2* — верхнее медное основание; *3* — вольфрамовый термокомпенсатор; *4* — пластинка из серебра; *5* — *р—п—р—п*-структура; *6* — кольцо из серебра; *7* — фиксирующая втулка; *8* — вывод электрода управления; *9* — нижнее медное основание; *10* — внешний вывод электрода управления

б — тиристор без охладителя (габаритные размеры); *в* — тиристор с типовым охладителем (габаритные размеры)

Тиристоры выпускаются на предельные токи $I_п$ от 2 А до 500 А напряжением $U_{повт}$ до 1500 В и выше.

Конструктивно тиристоры оформляются, подобно неуправляемым вентилям, в штыревом и таблеточном исполнении. Отличительной особенностью тиристоров является лишь наличие управляющего электрода (рис. 6-6 и 6-7).

Технические данные некоторых типов тиристоров, применяемых в тяговых преобразователях, приведены в табл. 6-1.

Таблица 6-1

Технические данные некоторых типов тиристоров

Предельно допустимые величины	Значение величин для тиристоров типов		
	ТЛ-200	Т-320	ТБ-320
Повторяющееся напряжение $U_{повт}$, В	До 900	До 1500	До 1200
Рекомендуемое напряжение	—	$0{,}8\,U_{повт}$	$0{,}7\,U_{повт}$
Предельный ток (среднее значение) $I_п$, А	200	—	320
Предельный ток с типовым охладителем $I_{п.о}$, А	170	320	265
Критическая скорость нарастания прямого тока $\left[\frac{di}{dt}\right]_{кр}$, А/мкс	20—40	20—100	100—200
Прямое падение напряжения $\Delta U_{пр}$, В	1,6	2,3—3,1	2,8
Время включения $t_{вкл}$, мкс	20	15—30	5
Время выключения $t_{выкл}$, мкс	70—150	100—250	30—50
Критическая скорость нарастания прямого напряжения $\left[\frac{du}{dt}\right]_{кр}$, В/мкс	20—200	10—500	100—500

Кроме рассмотренных выше однонаправленных однооперационных тиристоров, разработаны двунаправленные однооперационные тиристоры (симисторы), в основу которых положена пятислойная полупроводниковая структура. Симисторы при соответствующем управлении могут открываться как в прямом, так и в обратном направлениях. Симисторы в ряде схем могут заменить два встречно-параллельно включенных тиристора. Имеются разработки однонаправленных двухоперационных тиристоров (текнетронов). Это полностью управляемые тиристоры, которые включаются и выключаются путем включения и выключения тока управления. Однако пока параметры таких приборов не выходят за пределы десятков ампер и нескольких сот вольт.

6-3. Выпрямители

Выпрямитель является наиболее распространенным видом статических преобразователей. Цепь выпрямления переменного тока состоит из источника питания, выпрямителя и нагрузки. Выпрямитель или выпрямительный агрегат, как правило, включает в себя силовой трансформатор, электрические вентили и сглаживающий фильтр.

В зависимости от числа фаз питающей сети выпрямители выполняются однофазными или трехфазными. По числу пуль-

саций выпрямленного напряжения однофазные выпрямители делятся на однопульсовые и двухпульсовые, трехфазные — на трехпульсовые, шестипульсовые и двенадцатипульсовые.

При увеличении числа пульсаций за период глубина их уменьшается, и выпрямленное напряжение приближается к постоянному, другими словами повышается качество выпрямленного напряжения.

А. Основные соотношения для однофазных выпрямителей

На рис. 6-8 приведены однофазные нулевая и мостовая схемы выпрямителей, применяемые на электроподвижном составе однофазного тока. Основные соотношения между напряжениями и токами на входных и выходных зажимах преобразователя рассматриваются обычно при допущении, что активные сопротивления сети и трансформатора пренебрежимо малы по сравнению с индуктивными, падение напряжения на вентилях равно нулю и выпрямитель работает на активную нагрузку.

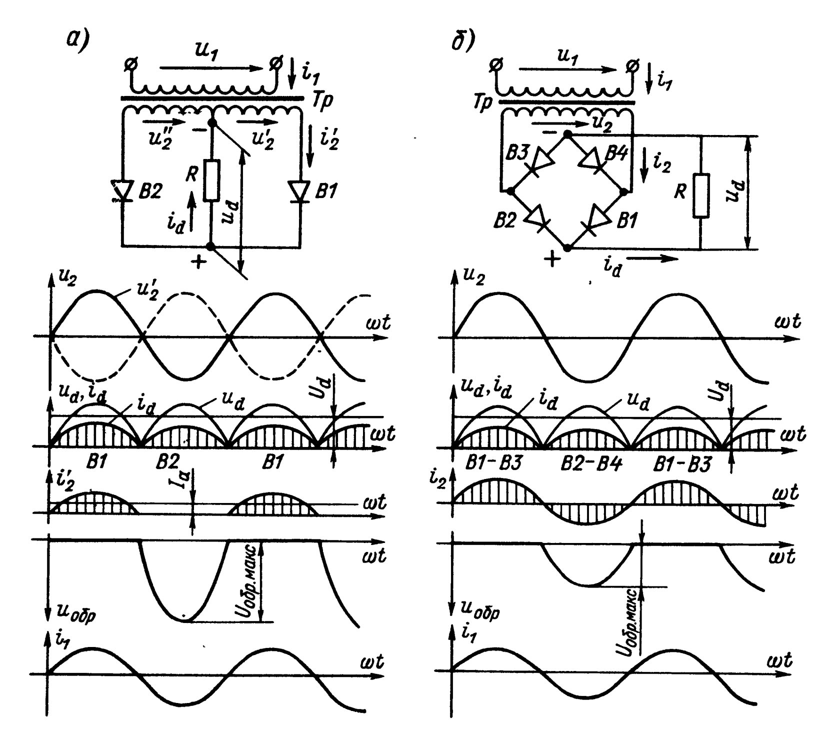


Рис. 6-8. Схемы и временные диаграммы однофазных выпрямителей: *а* — нулевая схема; *б* — мостовая схема

В нулевой схеме (рис. 6-8, *а*) вентили *В1* и *В2* работают поочередно. Так в токопроводящем направлении вентилей выпрямителя возникает, как только напряжение u'_2 или u''_2 на зажимах вентильной обмотки трансформатора *Тр* переходит через нулевое значение. При этом условии кривая мгновенных значений выпрямленного напряжения u_d получается в виде ряда положительных синусоидальных полуволн. Это так называемое пульсирующее напряжение. Среднее значение этого напряжения равно

$$U_d = \frac{1}{\pi}\int_0^{\pi} U_{м2}\sin\omega t d\omega t = \frac{2}{\pi} U_{м2} = \frac{2\sqrt{2}}{\pi} U_2 = 0{,}9U_2. \qquad (6\text{-}1)$$

Пульсирующее напряжение может быть представлено в виде суммы постоянной и переменной составляющих:

$$u_d = U_d + u_{d\sim}. \qquad (6\text{-}2)$$

Так как функция u_d четная, то переменная составляющая ее ряда Фурье содержит только четные гармоники. Разложение в ряд Фурье имеет вид

$$u_d = U_d + \sum_{n=2}^{\infty} \cos n\omega t \frac{2}{\pi}\int_0^{\pi} u_d \cos\omega t d\omega t = U_d -$$

$$-\sum_{n=2}^{\infty} \frac{2U_{d\sim}}{n^2-1}\cos n\omega t. \qquad (6\text{-}3)$$

Здесь $n=2, 4, 6 \ldots$ — порядковый номер гармонических составляющих пульсирующего напряжения, а $\omega = 2\pi f$, где f — частота питающей сети. Для гармоники двойной частоты амплитуда равна

$$U_{dм(2)} = \frac{2}{3} U_d = \frac{2\cdot 0{,}9}{3} U_2 = 0{,}6U_2. \qquad (6\text{-}4)$$

При $f=50$ Гц частота главной гармоники получается равной 100 Гц. Амплитуда следующей гармоники частотой 200 Гц значительно меньше и равна 0,12 U_2. Поэтому обычно принимают во внимание только гармоническую составляющую двойной частоты. Максимальное значение обратного напряжения, прикладываемого к вентилям в непроводящий полупериод, равно

$$U_{обр.\,макс} = 2U_{м2} = 2\sqrt{2}U_2 = 3{,}14U_d. \qquad (6\text{-}5)$$

В цепи, не имеющей индуктивных элементов, кривая мгновенных значений тока i_d повторяет в соответствующем масштабе кривую мгновенных значений напряжения, и среднее его значение равно I_d. Среднее же значение анодного тока вентилей

$$I_а = I_d/2. \qquad (6\text{-}6)$$

Действующее значение токов вентильной и сетевой обмоток трансформатора

$$I_2 = \frac{\pi}{4} I_d = 0{,}785 I_d; \qquad (6\text{-}7)$$

$$I_1 = k_{тр} \sqrt{I_2'^2 + I_2''^2} = k_{тр} \sqrt{2} I_2 = 1{,}11 k_{тр} I_d. \qquad (6\text{-}8)$$

Здесь $k_{тр}$ — коэффициент трансформации трансформатора. Расчетная (типовая) мощность трансформатора

$$S_{тр} = (S_1 + S_2)/2 = (U_1 I_1 + 2U_2 I_2)/2 = 1{,}48 P_d, \qquad (6\text{-}9)$$

где $P_d = U_d I_d$.

В мостовой схеме (рис. 6-8, *б*) вентили пропускают ток попарно: *В1—В3* и *В2—В4*. В каждую пару входит один вентиль анодной и один катодной групп. В цепи тока они оказываются соединенными последовательно с вентильной обмоткой трансформатора и нагрузкой.

Основные электрические величины за исключением обратного напряжения вентилей и тока вентильной обмотки в мостовой схеме имеют такие же временные диаграммы и определяются по тем же формулам, что и для нулевой схемы. Обратное напряжение в два раза меньше при том же среднем значении U_d:

$$U_{обр.\,макс} = 1{,}57 U_d. \qquad (6\text{-}10)$$

Ток вентильной обмотки протекает по обмотке оба полупериода и его действующее значение равно

$$I_2 = 1{,}11 I_d. \qquad (6\text{-}11)$$

Расчетная мощность трансформатора

$$S_{тр} = (U_1 I_1 + U_2 I_2)/2 = 1{,}24 P_d. \qquad (6\text{-}12)$$

Введем условную расчетную мощность вентилей выпрямителей:

$$S_{усл} = U_{обр.\,макс} I_а N. \qquad (6\text{-}13)$$

Здесь N — число групп вентилей в схеме; для нулевой $N=2$, а для мостовой $N=4$.

Для нулевой схемы

$$S_{усл} = 3{,}14 U_d \cdot 0{,}5 I_d \cdot 2 = 3{,}14 P_d. \qquad (6\text{-}14)$$

Для мостовой схемы

$$S_{усл} = 1{,}57 U_d \cdot 0{,}5 I_d \cdot 4 = 3{,}14 P_d. \qquad (6\text{-}15)$$

Таким образом, при одинаковом качестве выпрямления однофазного тока и равной установленной мощности вентилей мостовая схема имеет меньшую типовую мощность трансформатора. Нулевая схема имела применение, когда в качестве вентилей использовались игнитроны (ртутные запаянные вентили) с целью упрощения изоляции катодов при жидкостном

охлаждении. Использование полупроводниковых вентилей с воздушным охлаждением позволило перейти к мостовой схеме выпрямления.

В цепи активной нагрузки R ток i_d создается пульсирующим напряжением; его называют пульсирующим током. Обычно в цепь нагрузки вводится индуктивность L_d (сглаживающий реактор) (рис. 6-9, *а*), и тогда на зажимах нагрузки R получается выпрямленное напряжение $u_н$, у которого пульсации суще-

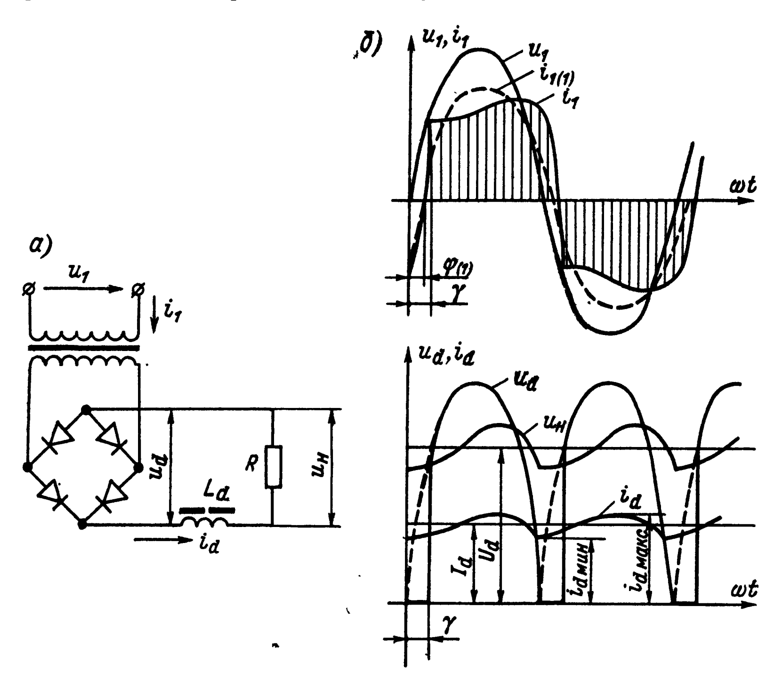


Рис. 6-9. Мостовая схема со сглаживающей индуктивностью (*а*) и временные диаграммы напряжений и токов (*б*)

ственно меньше. Более сглаженным будет и ток в этой цепи — выпрямленный ток (рис. 6-9, *б*).

Пусть $i_{d\,макс}$ — наибольшее мгновенное значение тока в цепи нагрузки в установившемся режиме работы, а $i_{d\,макс}$ — минимальное значение; тогда степень пульсации

$$k_I = \frac{i_{d\,макс} - i_{d\,мин}}{i_{d\,макс} + i_{d\,мин}} = \frac{I_{dм\,(2)}}{I_d}. \tag{6-16}$$

Здесь $I_{dм\,(2)}$ — амплитуда переменной составляющей двойной частоты:

$$I_{dм\,(2)} = \frac{U_{dм\,(2)}}{Z_{d\,(2)}} = \frac{0{,}6U_2}{\sqrt{R^2 + (4\pi f L_d)^2}}. \tag{6-17}$$

k_I представляет собой отношение амплитуды налагающегося переменного тока к среднему значению I_d. С достаточной для практических целей точностью можно принимать, что k_I дает в долях среднего значения выпрямленного тока амплитуду гармонической составляющей двойной частоты.

Современные тяговые двигатели выпрямленного тока проектируются с учетом степени пульсации тока 0,25—0,30. Для обеспечения заданной степени пульсации в цепь однофазных выпрямителей включают сглаживающий реактор, индуктивность (Г) которого с учетом выражений (6-16) и (6-17) можно вычислить по формуле

$$L_d = \frac{U_2 \sqrt{0,36 - 0,81 k_I^2}}{4\pi f_d k_I} - L_{дв}. \quad (6\text{-}18)$$

Здесь $L_{дв}$ — индуктивность якоря двигателя. Так, при $U_2 = 1800$ В, $I_d = 2000$ А и эквивалентной индуктивности $L_{дв} = 5$ мГ необходимая индуктивность сглаживающего реактора для обеспечения $k_I = 0{,}3$ равна 20 мГ.

В выпрямителях со сглаженным током i_d при учете индуктивного сопротивления трансформатора и первичной сети процесс перехода тока с одной группы вентилей на другую происходит не мгновенно, а в течение некоторого интервала времени, называемого интервалом коммутации. Длительность интервала коммутации, выраженная в электрических угловых единицах, называется углом коммутации и обозначается γ (рис. 6-9, *б*).

На интервале коммутации первичная сеть оказывается закороченной на сопротивление сети $x_с$ и трансформатора $x_т$, и мгновенное значение выпрямленного напряжения u_d на этом интервале равно нулю.

С учетом угла коммутации среднее значение выпрямленного напряжения

$$U_d = \frac{1}{\pi} \int_{\gamma}^{\pi} U_{м2} \sin \omega t d\omega t = \frac{2\sqrt{2}}{\pi} U_2 - \frac{\sqrt{2}}{\pi} U_2 (1 - \cos \gamma). \quad (6\text{-}19)$$

Из условия непрерывности выпрямленного тока i_d получено

$$1 - \cos \gamma = \sqrt{2} I_d x_а / u_2, \quad (6\text{-}20)$$

где $x_а = x_с + x_т$ — индуктивность вентильной (анодной) цепи выпрямителя. Тогда с учетом (6-20)

$$U_d = 0{,}9 U_2 - 2 I_d x_а / \pi. \quad (6\text{-}21)$$

Следовательно, внешняя характеристика выпрямителя имеет падающий характер.

При высокой степени сглаживания ($k_I < 0{,}3$) первичный ток выпрямителя i_1 становится несинусоидальным. В кривой первичного тока, кроме основной гармоники $i_{1(1)}$, содержатся все нечет-

ные гармоники. Если предположить, что первичный ток будет иметь прямоугольную форму ($L_d = \infty$) и угол коммутации равен нулю ($\gamma = 0$), то действующее значение первичного тока $I_1 = I_d$, а действующее значение его первой гармоники

$$I_{1(1)} = 2\sqrt{2} I_d / \pi. \qquad (6\text{-}22)$$

Отношение этих токов называется коэффициентом искажения и обозначается

$$k_i = I_{1(1)} / I_1 = 2\sqrt{2} / \pi = 0{,}9. \qquad (6\text{-}23)$$

Остальные высшие гармоники обратно пропорциональны своему номеру. Таким образом, выпрямители электровозов заметно загружают тяговую сеть высшими гармоническими составляющими. При учете пульсации тока i_d и угла коммутации γ содержание высших гармонических составляющих несколько снижается.

Коэффициент мощности выпрямителя определяется углом сдвига основной гармоники тока относительно кривой напряжения $\varphi_{(1)}$ и коэффициентом искажения тока:

$$k_м = k_i \cos \varphi_{(1)}. \qquad (6\text{-}24)$$

Угол $\varphi_{(1)}$ зависит от угла коммутации и обычно принимается равным

$$\varphi_{(1)} = \frac{2}{3} \gamma. \qquad (6\text{-}25)$$

Так, при угле коммутации $\gamma = 40°$ коэффициент мощности выпрямителя составляет $k_м = 0{,}81$.

Б. Основные соотношения для трехфазных выпрямителей

Трехфазные мостовые выпрямители находят применение на тепловозах и газотурбовозах. Пусть простейший двухполюсный идеальный генератор подключен к трехфазному выпрямителю по мостовой схеме (рис. 6-10, *а*).

Ротор генератора вращается с частотой *n*. Этой величиной определяется и частота *f* э. д. с. *e* в обмотках, и напряжение *u* на зажимах генератора.

В мостовой схеме одновременно проводят ток два из шести вентилей: один в катодной группе, потенциал которого на аноде максимален относительно потенциала других вентилей, и другой в анодной группе с минимальным потенциалом катода. Например, на интервале между точками *1* и *2* (рис. 6-10, *б* кривые *u*) в катодной группе проводят ток *В1*, а в анодной — *В6*. В точке *2* происходит коммутация тока с вентиля *В6* на *В2*. На интервале 1—2 линейное напряжение u_{A-B} приложено к нагрузке *R* и определяет мгновенное значение выпрямленного напряжения u_d. Кривая мгновенных значений выпрямленного на-

пряжения имеет шесть пульсаций на период питающего напряжения. Среднее значение выпрямленного напряжения

$$U_d = \frac{3}{\pi} \int_{-\frac{\pi}{6}}^{+\frac{\pi}{6}} U_{m\text{л}} \cos \omega t d\omega t = \frac{2\sqrt{2}U_\text{л}}{\pi} = 1{,}35 U_\text{л}. \qquad (6\text{-}26)$$

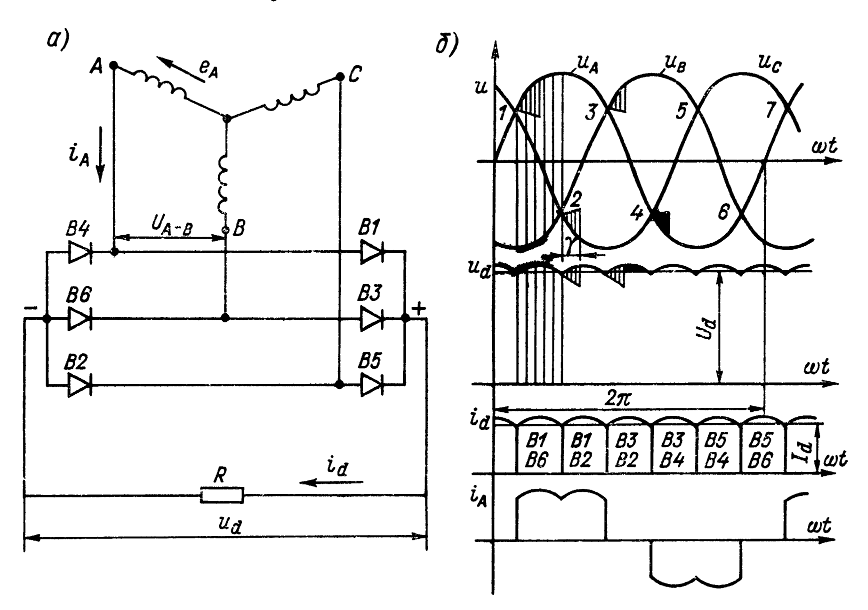


Рис. 6-10. Трехфазная мостовая схема выпрямления (*а*) и временные диаграммы (*б*)

Максимальное обратное напряжение и средний ток вентилей

$$U_{\text{обр. макс}} = U_{m\text{л}} = \sqrt{2} U_\text{л} = 1{,}05 U_d. \qquad (6\text{-}27)$$

$$I_a = I_d/3. \qquad (6\text{-}28)$$

Действующее значние тока обмотки генератора

$$I = \sqrt{\frac{1}{\pi} \int_0^{\frac{2}{3}\pi} I_d^2 d\omega t} = \frac{\sqrt{2} I_d}{\sqrt{3}} = 0{,}82 I_d. \qquad (6\text{-}29)$$

Переменная составляющая выпрямленного напряжения при разложении в ряде Фурье содержит четные гармоники, кратные шести, а амплитуда их равна

$$U_{dm\,(n)} = \frac{\sqrt{2} U_d}{n^2 - 1}. \qquad (6\text{-}30)$$

Главная гармоника, изменяющаяся при $f=50$ Гц с частотой 300 Гц, имеет амплитуду 0,04 U_d. Остальные гармонические составляющие еще меньше, поэтому качество выпрямления в трехфазной шестипульсовой схеме значительно выше, чем в двухпульсовых схемах. В шестипульсовых выпрямителях в большинстве случаев можно не включать сглаживающий реактор.

Ток обмотки генератора имеет форму, близкую к прямоугольной. Кроме гармоники основной частоты, в нем содержатся нечетные высшие гармоники, некратные трем. В общем случае номера высших гармоник, содержащихся в токе генератора или трансформатора:

$$n=kp\pm 1, \tag{6-31}$$

где $k=1, 2, 3, \ldots$; p — число пульсаций выпрямленного напряжения за период.

Следовательно, для шестипульсовой схемы $p=6$, $n=5, 7, 11, 13$ и т. д. Действующие значения высших гармоник обратно пропорциональны номеру гармоники:

$$I_{(n)}/I=1/n. \tag{6-32}$$

Для $n=5$, $I_{(5)}=0{,}2I$.

Коэффициент искажения тока

$$k_i=\frac{I_{(1)}}{I}=\frac{I_{(1)}}{\sqrt{\sum_{n=1}^{\infty} I_{(n)}^2}}. \tag{6-33}$$

Для шестипульсовой схемы при $L_d=\infty$ и $\gamma=0$ $k_i=0{,}96$.

При учете индуктивного сопротивления обмоток генератора $x_а$ коммутация токов выпрямителя происходит с запаздыванием на угол γ. Среднее значение выпрямленного напряжения становится несколько ниже

$$U_d=1{,}35U_л-\frac{3I_d x_а}{\pi}. \tag{6-34}$$

Угол коммутации можно определить из выражения

$$1-\cos\gamma=\frac{2I_d x_а}{\sqrt{3}U_л}. \tag{6-35}$$

Коэффициент мощности выпрямителя

$$k_м=k_i\cos\varphi_{(1)}, \tag{6-36}$$

где

$$\varphi_{(1)}=\frac{2}{3}\gamma.$$

В. Регулирование выпрямленного напряжения

Различают амплитудный, фазовый и амплитудно-фазовый способы регулирования напряжения тяговых выпрямителей.

Амплитудный способ регулирования заключается в ступенчатом или плавном изменении амплитуды напряжения, подводимого к вентилям выпрямителя. Он применяется на локомотивах с неуправляемыми выпрямителями и осуществляется на электроподвижном составе, как правило, путем ступенчатого переключения под нагрузкой числа витков вентильной (низковольтное регулирование) или сетевой (высоковольтное регулирование) обмоток трансформатора (см. гл. 6), а на тепловозах — плавным изменением тока возбуждения тягового генератора. Амплитудные способы ступенчатого регулирования сложны и не позволяют реализовать полное использование силы тяги локомотива при трогании. Для современных мощных грузовых электровозов наиболее полное использование силы тяги по сцеплению можно получить при плавном регулировании напряжения на тяговых двигателях. Плавное регулирование наиболее эффективно достигается фазовым способом, заключающимся в изменении угла открытия α тиристоров выпрямителя при подаче от вентильной обмотки трансформатора напряжения с постоянной амплитудой (рис. 6-11).

Два плеча мостового выпрямителя (рис. 6-11, *а*) выполняются на тиристорах *Т1*, *Т4*, а другие два плеча — на вентилях *В2*, *В3*. Сигналы управления на тиристоры подаются со сдвигом на угол открытия α от момента перехода кривой напряжения через нуль (рис. 6-11, *б*). Угол α плавно регулируется от 180° до нуля. При этом среднее значение выпрямленного напряжения изменяется:

$$U_d = \frac{1}{\pi}\int_{\alpha}^{\pi} U_{m2}\sin\omega t d\omega t = \frac{\sqrt{2}U_2}{\pi}(1+\cos\alpha). \qquad (6\text{-}37)$$

При $\alpha=0$ $U_{d0}=0{,}9\ U_2$, а при $\alpha=180°$ $U_d=0$.

Выпрямленный ток i_d непрерывен. На интервале от момента открытия тиристора *Т1* до $\omega t=\pi$ цепь тока i_d включает обмотки трансформатора, *Т1*, сглаживающий реактор L_d, тяговый двигатель, *В3*. При переходе напряжения u_2 через нуль к тиристору *Т1* прикладывается обратное напряжение, и он запирается. Под действием электромагнитной энергии, накопленной в L_d на интервале угла α за счет э. д. с. самоиндукции e_L, в цепи нагрузки поддерживается ток i_d, который замыкается через вентили *В2* и *В3*. На этом интервале по вторичной обмотке трансформатора ток не протекает.

Если пренебречь током намагничивания трансформатора, то и первичный ток i_1 будет прерывистый. Его первая гармоника $i_{1(1)}$ сдвинута относительно напряжения на угол $\varphi_{(1)}$, который при регулировании угла α во всем диапазоне изменяется от нуля до 90°.

Следовательно, и коэффициент мощности $k_м$ такого выпрямителя (рис. 6-11, *в*) изменяется от нуля до 0,9.

Низкий «средневзвешенный» $k_м$ при глубоком регулировании является недостатком такой схемы.

Другим недостатком является увеличение содержания в токе i_1 тяговой сети высших гармонических составляющих, которые могут вызвать помехи в линиях связи.

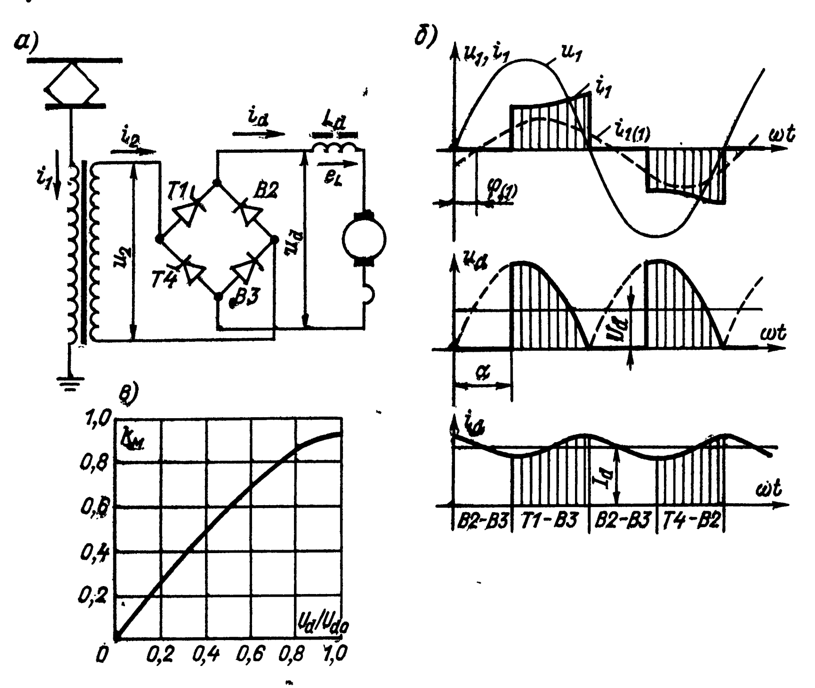


Рис. 6-11. Фазовое регулирование двухпульсового мостового выпрямителя: *а* — упрощенная схема; *б* — временные диаграммы; *в* — зависимость коэффициента мощности от глубины регулирования

Указанные недостатки в значительной мере устраняются при амплитудно-фазовом способе регулирования выпрямителей. При этом способе вторичная обмотка трансформатора, секционируемая контактным (рис. 6-12, *а*) либо бесконтактным (рис. 6-12, *б*) способами, последовательно вводится в работу при плавном переходе от одной ступени напряжения к другой с помощью тиристоров, регулируемых фазовым способом. Вентильная обмотка трансформатора (рис. 6-12, *а*) разделена на четыре секции *I—IV*. Выводы через контакторы *1—4* без дугогасительных систем и вентильный переход, состоящий из тиристоров *T1—T4*, присоединяются к вентилям неуправляемого выпрямителя в разомкнутый узел диагонали переменного тока моста.

На первой ступени регулирования замкнут контактор *1*, и импульсы управления с углом открытия α_I подаются на тиристоры *Т3* и *Т4*. Выпрямленное напряжение u_d (рис. 6-12, *в*) опре-

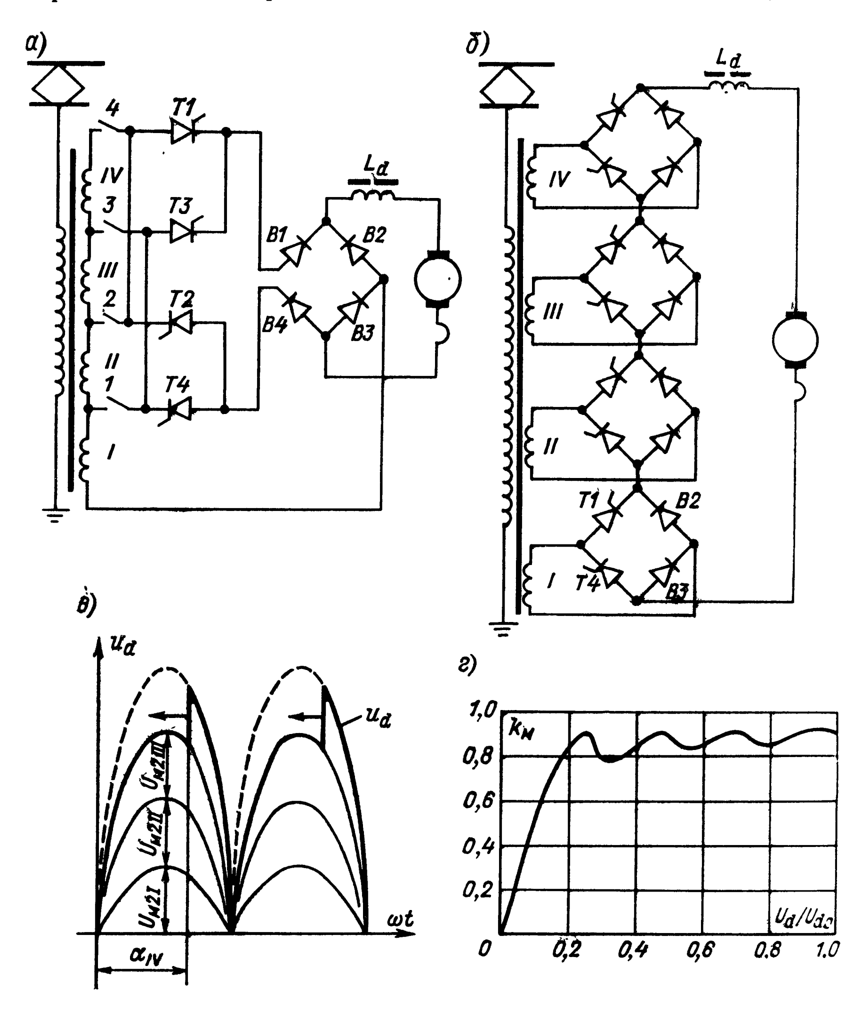


Рис. 6-12. Выпрямители с амплитудно-фазовым регулированием: *а* — схема выпрямителя с контакторами; *б* — бесконтактная схема выпрямителя; *в* — временные диаграммы выпрямленного напряжения; *г* — зависимость коэффициента мощности от глубины регулирования

деляется напряжением u_{2I}. Когда угол открытия α_I будет равен нулю, замыкается контактор *2*, импульсы управления с $\alpha_{II}=180°$ подаются на *Т1* и *Т2*. Далее аналогично угол α_{II} уменьшается до нуля, а напряжение u_d определяется суммой мгновенных зна-

чений напряжений u_{2I} и u_{2II}. Затем вводится в работу секция *III* и, наконец, секция *IV*.

В такой схеме коэффициент мощности $k_м$ (рис. 6-12, *г*) на большей части характеристики близок к максимальному значению. Искажение формы сетевого тока меньше, чем в схеме фазового регулирования.

На рис. 6-12, *б* приведена полностью бесконтактная схема амплитудно-фазового регулирования напряжения. Вентильная обмотка разделена на четыре секции *I—IV*. Каждая секция имеет индивидуальные выводы и присоединяется к отдельному полууправляемому мосту, состоящему из тиристоров *T1* и *T4* и диодов *B2* и *B3*. Все мосты соединены по цепи выпрямленного тока последовательно.

Принцип регулирования отдельного моста такой же, как для схемы рис. 6-11, *а*. Первый мост регулируется на первой ступени регулирования. Остальные мосты пропускают выпрямленный ток через диоды, потому что тиристоры их в это время заперты. На второй ступени выпрямленное напряжение второго моста добавляется к выпрямленному напряжению первого моста. Далее включается третий и затем четвертый мосты.

Форма выпрямленного напряжения и коэффициент мощности такие же, как в схеме рис. 6-12, *а*.

Осуществление бесконтактного регулирования требует большего количества тиристоров, поэтому схема сложнее и целесообразна при внедрении рекуперации, когда преобразователь должен быть полностью управляемым.

Количество ступеней регулирования при амплитудно-фазовом регулировании может быть различным в зависимости от типа электроподвижного состава. Для грузовых электровозов оно может быть равно двум, а для моторных вагонов с частыми пусками необходимо большее число ступеней.

Г. Работа управляемого выпрямителя в режиме инвертора, ведомого сетью

Принцип работы однофазного мостового управляемого выпрямителя с двухступенчатым амплитудно-фазовым регулированием в режиме ведомого сетью инвертора поясняется рис. 6-13.

Управляемый выпрямитель выполняется полностью на тиристорах (рис. 6-13, *а*), которые открываются в определенной последовательности, обеспечивая плавное регулирование угла α и пропуск тока нагрузки по последовательной цепи вентилей. В режиме выпрямления управляемый выпрямитель работает аналогично схеме рис. 6-12, *б*.

При электрическом торможении тяговый двигатель переводится в режим генератора, э. д. с. $E_г$ которого регулируется с помощью тока $I_в$, получаемого от независимого источника. Якорная цепь двигателя через стабилизирующее сопротивление вклю-

чается в цепь выпрямителя так, чтобы при работе в генераторном режиме плюс двигателя был соединен с анодной точкой выпрямителя.

Тиристоры выпрямителя открываются с углом α, близким к 180°. Например, при ωt_1, открываются тиристоры *T1*, *T3* и *T5*, *T7* (рис. 6-13, *б*). Под действием u_{2I} тиристоры *T2*, *T4* в течение угла коммутации γ запираются, и ток i_d проходит через тиристоры *T1*, *T3*. Далее на интервале ωt_2—ωt_3 э. д. с. $E_г$ и напряжения u_{2I} и u_{2II} направлены согласно, и ток i_d увели-

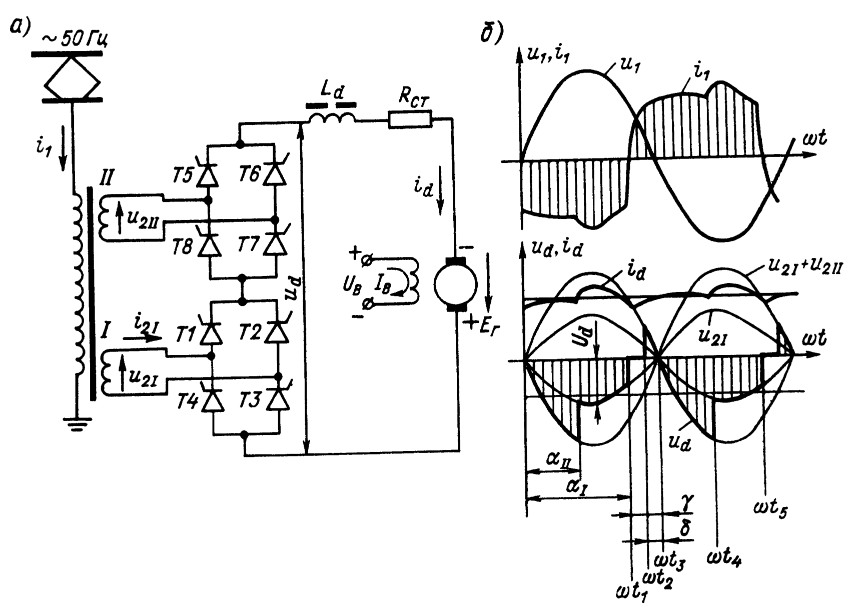


Рис. 6-13. Схема (*а*) и временные диаграммы (*б*) управляемого выпрямителя в режиме инвертора, ведомого сетью

чивается, замыкаясь по цепи: положительный зажим $E_г$, *T3*, обмотка *I*, *T1*, *T7*, обмотка *II*, *T5*, L_d, $R_{ст}$ отрицательный зажим $E_г$.

После перехода напряжения u_2 через нуль пока мгновенное напряжение $u_2 = u_{2I} + u_{2II}$ меньше $E_г$ ток i_d продолжает нарастать, а после того, как $u_2 = u_{2I} + u_{2II} > E_г$, ток i_d поддерживается э. д. с. $E_г$ и э. д. с. самоиндукции e_L. Напряжение вентильной обмотки на интервале $\omega t_3 - \omega t_5$ выполняет роль противо-э. д. с., направленной встречно э. д. с. генератора. На этом интервале ток вентильной i_2 и сетевой i_1 обмоток трансформатора находится в противофазе с напряжением сети. Следовательно, поток мощности отрицателен — направлен от преобразователя в сеть. Этот режим соответствует инвертированию, т. е. отдаче энергии от генератора постоянного тока в сеть переменного тока.

В следующий полупериод при ωt_5 открываются тиристоры *Т2*, *Т4* и *Т6*, *Т8*. Под действием u_{2I} и u_{2II} происходит коммутация тока инвертора, и процесс инвертирования повторяется.

Система автоматики поддерживает среднее значение противо-э. д. с. инвертора U_d на уровне, соответствующем требуемому значению тормозного момента двигателя. Устройство автоматики обеспечивает регулирование угла открытия тиристоров так, чтобы сохранялся минимально необходимый послекоммутационный угол δ для восстановления запирающих свойств тиристоров. Этот угол составляет 10—15°. Увеличение угла δ приводит к снижению коэффициента мощности, а уменьшение — может вызвать опрокидывание инвертора.

Д. Принцип построения тяговых выпрямительных агрегатов

Построение выпрямительных агрегатов электровозов и электропоездов однофазного тока, а также тепловозов с электропередачей переменно-постоянного тока определяется видом схемы выпрямления, способом регулирования напряжения на тяговых двигателях, компоновкой функциональных узлов агрегата и тяговых двигателей по группам электрического соединения, способом охлаждения, схемами электрического торможения и ослабления поля тяговых двигателей.

Как указывалось выше, на подвижном составе с кремниевыми выпрямителями находят применение только мостовые схемы.

Многодвигательный тяговый привод локомотивов выполняется по так называемой блочной или по групповой системам. При блочной системе каждый тяговый двигатель получает питание от отдельного выпрямителя, а при групповой все тяговые двигатели либо группа их подключается к общему выпрямителю параллельно. С позиции обеспечения более надежной работы преобразователя и лучшего использования тягового электрооборудования, в особенности при аварийных режимах, блочная система имеет ряд преимуществ. Конструктивное же исполнение и размещение выпрямительных агрегатов в кузове электровоза при блочном питании нельзя признать удачными.

Более широкое применение находит групповая система с общим или секционированным выпрямителем, имеющим централизованную систему вентиляции и защиты.

Основной электроподвижной состав железных дорог нашей страны оборудован неуправляемыми кремниевыми выпрямительными агрегатами со ступенчатым амплитудным способом регулирования.

Для примера на рис. 6-14 приведена упрощенная электрическая схема силовых цепей одной секции электровоза ВЛ80^к с кремниевыми выпрямительными установками.

Тяговый выпрямительный агрегат состоит из трансформатора

ОДЦЭ-5000/25Б типовой мощностью 5000 кВ·А (номинальная мощность 4485 кВ·А) со ступенчатым низковольтным регулированием напряжения, двух неуправляемых выпрямительных установок типа ВУК-4000Л с выпрямленным током 3200 А и напряжением 1350 В и двух сглаживающих реакторов типа РС-32 с индуктивностью 4 мГ и эффективным током 1800 А.

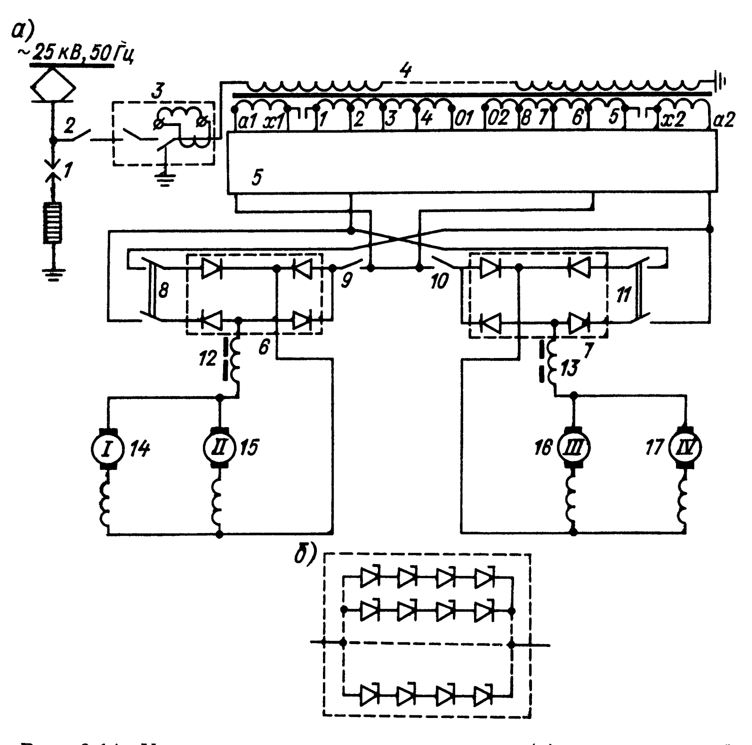


Рис. 6-14. Упрощенная электрическая схема (*а*) силовых цепей секции электровоза ВЛ80[к] и схема (*б*) одного вентильного плеча выпрямителя

1 — разрядник; *2* — разъединитель; *3* — высоковольтный выключатель; *4* — тяговый трансформатор; *5* — групповой переключатель секций обмотки трансформатора; *6, 7* — выпрямительные установки; *8—11* — разъединители выпрямительных установок; *12, 13* — сглаживающие реакторы; *14—17* — тяговые двигатели

От каждой выпрямительной установки получают питание два тяговых двигателя выпрямленного тока типа НБ-418К6, каждый часовой мощностью 790 кВт, напряжением на коллекторе 950 В и током якоря 880 А.

Выпрямительная установка представляет собой мостовой однофазный выпрямитель, каждое из четырех плеч которого содержит двенадцать параллельных и четыре последовательных лавинных вентиля типа ВЛ-200-8 ($I_п$=200 А, $U_{повт}$=800 В). Об-

щее количество вентилей в одной установке 192. Выпрямительная установка имеет высокий к. п. д., превышающий 98%.

Конструктивно выпрямительная установка выполнена в виде шкафа прямоугольной формы и может работать только с принудительным воздушным охлаждением. Скорость охлаждающего воздуха между ребрами охладителя не менее 10 м/с.

Расположение выпрямительного агрегата на секции электровоза ВЛ80^{к} показано на рис. 6-15.

Наряду с серийным подвижным составом, оборудованным неуправляемыми выпрямителями, разработаны и испытываются на

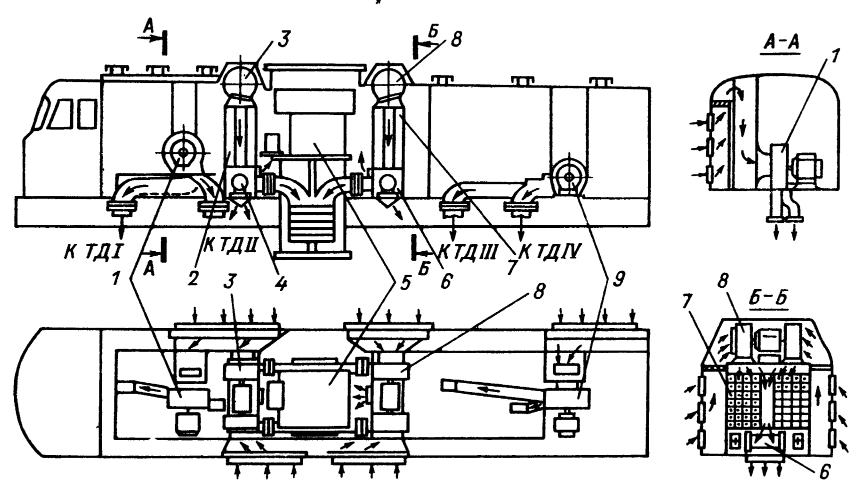


Рис. 6-15. Компоновка тягового выпрямителя в кузове секции электровоза ВЛ80^{к}

1 — центробежный вентилятор тяговых двигателей (*ТД*) передней тележки; *2* — выпрямительная установка; *3* — центробежный вентилятор первой выпрямительной установки; *4* — сглаживающий реактор первой выпрямительной установки; *5* — тяговый трансформатор; *6* — сглаживающий реактор второй выпрямительной установки; *7* — вторая выпрямительная установка; *8* — центробежный вентилятор второй выпрямительной установки; *9* — центробежный вентилятор тяговых двигателей задней тележки

опытных образцах электроподвижного состава различные варианты кремниевых выпрямителей на тиристорах, в том числе схемы с рекуперативным торможением и плавным амплитудно-фазовым способом регулирования напряжения. Выпрямительные агрегаты с плавным регулированием напряжения и возможностью рекуперации энергии должны явиться основным типом для перспективных высокоэкономичных электровозов и электропоездов.

6-4. Импульсные преобразователи постоянного тока

Тиристор с устройством принудительной коммутации аналогичен ключу, которым можно периодически замыкать и размыкать цепь постоянного тока (рис. 6-16).

Период цикла замыкания и размыкания

$$T = t_{и} + t_{п}, \quad (6\text{-}38)$$

где $t_{и}$ — длительность импульса; $t_{п}$ — длительность паузы.

Среднее значение напряжения в цепи после ключа пропорционально относительной длительности импульса:

$$U_{вых} = \frac{t_{и}}{T} U_{вх} = k_{з} U_{вх}. \quad (6\text{-}39)$$

Здесь $k_{з} = t_{и}/T$ — коэффициент заполнения импульсного цикла. Изменением $k_{з}$ можно при постоянном напряжении $U_{вх}$ плавно регулировать среднее значение напряжения $U_{вых}$ после ключа, тем самым регулируя среднее значение тока нагрузки $I_{н}$.

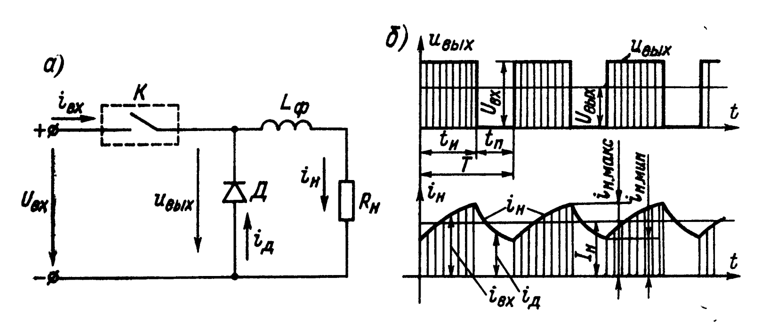


Рис. 6-16. Импульсное регулирование постоянного тока: *а* — схема; *б* — временные диаграммы

Ток нагрузки $i_{н}$ является пульсирующим. Степень пульсации, так же как в двухпульсовых выпрямителях, зависит от индуктивности $L_{ф}$, включаемой последовательно с нагрузкой. При подаче импульса напряжения мгновенное значение тока $i_{н}$, увеличиваясь по экспоненте, достигает некоторого максимального значения $i_{н.\,макс}$. Затем при снятии импульса напряжения ток нагрузки замыкается через диод *Д*, уменьшаясь по экспоненте до некоторого минимального значения $i_{н.\,мин}$. Далее циклы изменения тока $i_{н}$ повторяются.

Регулирование среднего значения напряжения $U_{вых}$ можно осуществлять широтным ($T = \text{const}$, $t_{и} = \text{var}$), частотным ($T = \text{var}$, $t_{и} = \text{const}$) или смешанным ($T = \text{var}$, $t_{и} = \text{var}$) способами.

В тиристорных импульсных преобразователях постоянного тока функцию ключа выполняет тиристорный прерыватель (тиристор с устройством искусственной емкостной коммутации). Схема преобразователя (рис. 6-17, *а*) состоит из главного тиристора *Т1*, устройства емкостной коммутации, содержащего коммутирующий конденсатор $C_{к}$, дроссель $L_{к}$, вспомогательный тиристор *Т2* и диоды *Д1* и *Д2*, входного фильтра $L_{ф1}$, $C_{ф1}$, сглаживающего реактора $L_{ф2}$ и шунтирующего диода *Д3*. Для

управления моментами включения тиристоров *Т1* и *Т2* имеется схема управления (на рис. 6-17, *а* не показана).

Последовательность включения тиристоров такова, что первым открывается вспомогательный тиристор *Т2* и от сети напряжением $U_с$ заряжается конденсатор $C_к$ (рис. 6-17, *б*). После окончания заряда $C_к$ тиристор *Т2* обесточивается и запирается. При открытии главного тиристора *Т1* входное напряжение $U_{вх}$

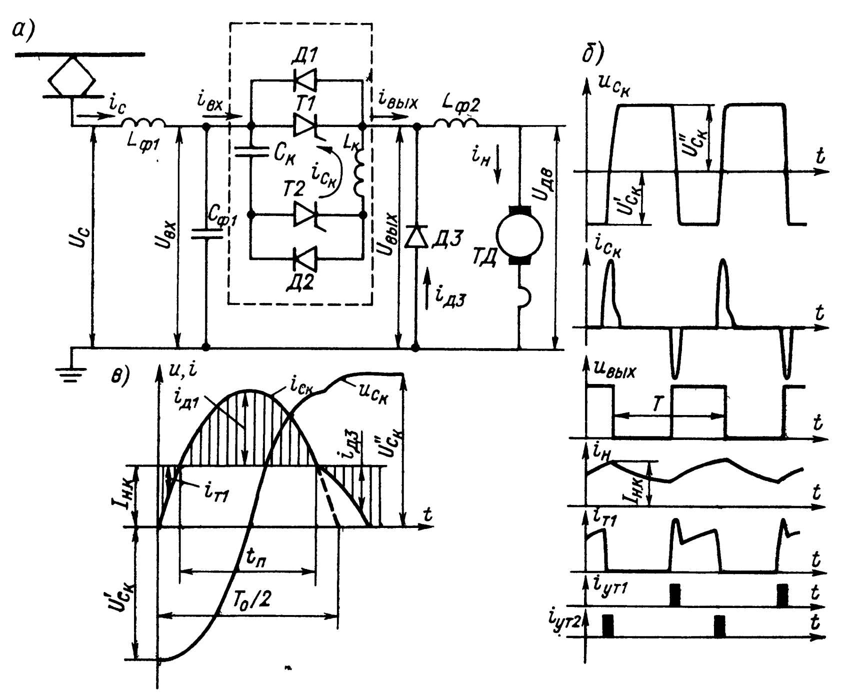


Рис. 6-17. Импульсное регулирование напряжения тяговых двигателей постоянного тока: *а* — принципиальная схема; *б* — временные диаграммы напряжений и токов элементов схемы; *в* — временные диаграммы принудительной емкостной коммутации тиристора

прикладывается на вход нагрузочной цепи и из сети через тиристор *Т1* потечет ток $i_н$. Через этот же тиристор, дроссель $L_к$ и диод *Д2* происходит перезаряд конденсатора $C_к$ до напряжения $U''_{C_к}$ током $i_{C_к}$. Время перезаряда, равное полупериоду колебательного разряда емкости $T_0/2$ (рис. 6-17, *в*), на два порядка меньше *T*, т. е. процесс происходит почти мгновенно. В момент запирания главного тиристора открывается тиристор *Т2*, и конденсатор $C_к$ вновь перезаряжается. Процесс перезарядки в увеличенном масштабе времени показан на рис. 6-17, *в*. На первом этапе происходит вытеснение током $i_{C_к}$ тока нагрузки $i_н$ из цепи главного тиристора. На втором этапе разность токов $i_{C_к}$ и $i_н$,

замыкаясь по диоду *Д1* (ток $i_{д1}$), создает в течение интервала времени $t_п$ небольшое обратное напряжение на запираемом тиристоре.

В результате создаются условия, необходимые для запирания главного тиристора. Если предоставленное время $t_п$ больше времени выключения тиристора $t_{выкл}$, то тиристор запирается. Цепь нагрузки отключается от сети. Конденсатор $C_к$ дозаряжается от сети до напряжения $U''_{C_к}$, и тиристор *Т2* запирается. Далее цикл повторяется.

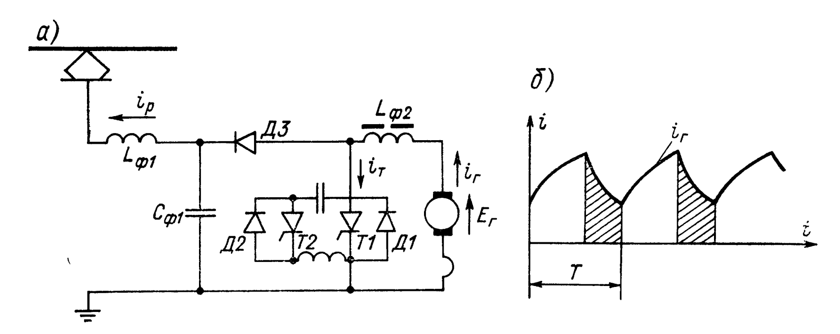


Рис. 6-18. Импульсное регулирование напряжения в системе рекуперативного торможения: *а* — принципиальная схема; *б* — изменение тока двигателя

Процесс запирания главного тиристора, называемый коммутацией преобразователя, будет надежным при условии

$$t_п \geqslant k_{зап} t_{выкл}. \tag{6-40}$$

Здесь $k_{зап}$ — коэффициент запаса; $t_{выкл}$ — время выключения тиристора в схеме.

Параметры устройства емкостной коммутации зависят от коммутируемого тока $I_{н.к}$, напряжения на конденсаторе перед коммутацией и от времени выключения тиристора. Их можно определить по формулам

$$C_к = I_{н.к} t_п / (1{,}11 U'_{C_к}); \tag{6-41}$$

$$L_к = 0{,}38 U'_{C_к} t_п / I_{н.к}. \tag{6-42}$$

Включение и выключение тиристора *Т1* вызывает пульсации токов питающей сети $i_с$ и нагрузки $i_н$. Для снижения пульсаций тока $i_с$ на входе включается *LC*-фильтр. Масса и габариты фильтра уменьшаются с ростом частоты переключения, которая в тяговых преобразователях принимается в пределах 50—500 Гц.

Увеличение частоты импульсного отбора энергии из сети в ряде случаев достигается при параллельной работе нескольких

тиристорных прерывателей на общую двигательную нагрузку со сдвигом во времени (многотактные схемы).

Импульсные преобразователи постоянного тока позволяют осуществлять безреостатный плавный пуск тяговых двигателей и плавное без потерь регулирование скорости с к. п. д. преобразования, превышающим 96%, а также применять рекуперативное торможение в широком диапазоне скоростей без специальных возбудителей (рис. 6-18).

При торможении тиристорный прерыватель включается параллельно двигателю, а шунтирующий диод *Д3* — последовательно в цепь встречно напряжению сети. Схема обеспечивает рекуперативное торможение с импульсным самовозбуждением двигателя. Открытие тиристора *Т1* вызывает увеличение тока $i_г$ под действием э. д. с. $E_г$. При запирании тиристора *Т1* ток $i_г$ под действием э. д. с. $E_г$ и э. д. с. самоиндукции индуктивностей в цепи двигателя замыкается через диод *Д3* и питающую сеть, обеспечивая импульсный процесс передачи энергии в сеть. Работа преобразователя сводится к поддержанию тока тягового двигателя периодическим шунтированием якоря под контролем датчика тока.

6-5. Преобразователи частоты бесколлекторного тягового электропривода

Преобразователь должен обеспечивать заданный диапазон плавного регулирования частоты и напряжения, возможность реализации требуемого пускового момента и быть устойчивым при работе во всем диапазоне нагрузок и частоты вращения тягового двигателя.

Частота переменного тока на выходе преобразователя определяет скорость движения локомотива и выбирается от частоты вращения ротора тягового двигателя. При трогании частота составляет 0,4—1 Гц, а при движении возрастает прямо пропорционально скорости, достигая 120—200 Гц при конструкционной скорости локомотивов.

Заданный момент на валу тягового двигателя может быть получен при одновременном и независимом регулировании частоты и напряжения переменного тока, причем во время пуска путем форсирования напряжения для компенсации потери напряжения на активных сопротивлениях обмотки двигателя.

Важнейшим требованием к преобразователю является устойчивость коммутации его вентилей при максимальных токах статорной обмотки двигателя, реализуемых при трогании локомотива с максимальной силой тяги. Эти токи могут превышать в 1,5—2 раза ток номинального режима.

Исходя из рассмотренных выше основных требований выбирается тип преобразователя частоты, разрабатывается его схема и определяются конструктивные параметры.

А. Непосредственные преобразователи частоты (циклоконверторы)

Это преобразовательные устройства с естественной коммутацией тиристоров, преобразующие переменный ток одной частоты, определяемой источником питания, в переменный ток другой, пониженной частоты, задаваемой по цепи управления посредством переключения встречно-параллельно соединенных выпрямителей.

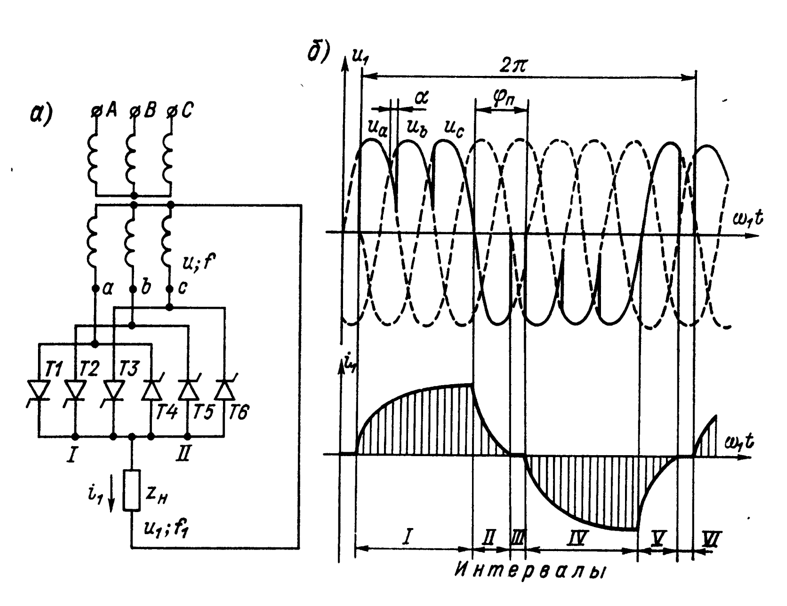


Рис. 6-19. Непосредственный преобразователь частоты трехфазного тока в однофазный (*а*) и временные диаграммы входного напряжения и тока (*б*)

На рис. 6-19, *а* приведена схема циклоконвертора, преобразующего трехфазный ток первичной частоты f в однофазный ток выходной частоты f_1. Схема состоит из трансформатора с выведенной нулевой точкой, двух групп тиристоров *Т1—Т3* и *Т4—Т6*, представляющих два встречно-включенных управляемых выпрямителя по нулевой схеме, и однофазной нагрузки $Z_н$.

На интервале *I* (рис. 6-19, *б*) в режиме выпрямления поочередно включаются тиристоры *Т1*, *Т2* и *Т3* с углом открытия α. Выпрямленное напряжение формирует положительную полуволну выходного напряжения u_1. Ток i_1 имеет положительное направление. На интервале *II* энергия, накопленная в магнитном поле нагрузки, должна быть возвращена обратно в первичную сеть. Для этого тиристоры *Т1*, *Т2* и *Т3* по системе управле-

ния переводятся из выпрямительного в инверторный режим. После снижения тока i_1 до нуля наступает интервал *III* — пауза. За паузой следует формирование отрицательного полупериода выходного напряжения путем включения тиристоров второй группы: *T4*, *T5* и *T6*; ток i_1 меняет направление.

Таким образом, на выходе после интервала *VI* заканчивается период изменения выходного напряжения u_1. При постоянной частоте сети f выходная частота f_1 может плавно изменяться регулированием длительности выпрямительных и инверторных интервалов работы групп тиристоров. Иными словами, частота f_1 определяется числом пульсаций первичного выпрямленного напряжения, укладываемых в полупериод выходного напряжения, в соответствии с выражением

$$f=\frac{fp}{2m+p-2}. \tag{6-43}$$

Здесь p — число пульсаций выпрямленного напряжения за период первичного напряжения; m — число пульсаций выпрямленного напряжения, размещаемых в полупериоде выходного напряжения.

Из формулы (6-43) следует, что при $p=3$ (трехпульсовая схема) и минимальном количестве пульсов $m=3$ теоретическая максимальная выходная частота

$$f_{1\,\text{макс}}=0{,}43f_{\sim}. \tag{6-44}$$

Если выполнить преобразователь по двухтактной (мостовой) схеме, то число пульсаций, укладываемых в полупериод, удваивается, тогда при $p=6$ (шестипульсовые схемы)

$$f_{1\,\text{макс}}=0{,}6f_{\sim}. \tag{6-45}$$

Практически же принимают для нулевого трехфазно-трехфазного преобразователя $f_{1\,\text{макс}}=0{,}3f_{\sim}$, а для мостового $f_{1\,\text{макс}}=0{,}5f_{\sim}$. Для однофазно-трехфазных преобразователей $f_{1\,\text{макс}}$ значительно ниже. Это является основным недостатком непосредственных преобразователей с естественной сетевой коммутацией. Для получения выходного трехфазного напряжения 100 Гц и выше требуется трехфазный источник повышенной частоты $f_{\sim}\geqslant 300$ Гц, а при однофазной сети — более 450 Гц.

Частота контактной сети на дорогах однофазного тока $f_{\sim}=50$ Гц не позволяет применить на электроподвижном составе непосредственные преобразователи с сетевой коммутацией, способные плавно регулировать частоту выходного напряжения в требуемом диапазоне.

Современные тепловозные генераторы имеют частоту $f_{\sim}=100$ Гц и, следовательно, также не обеспечивают требуемой максимальной частоты $f_{1\,\text{макс}}$ на выходе непосредственных преобразователей.

Несмотря, казалось бы, на непреодолимые трудности, применение непосредственных преобразователей частоты, имеющих относительно простую силовую схему, однократное преобразование энергии и высокий к. п. д. (около 0,96), является весьма заманчивым. На подвижном составе с автономными двигатель-генераторными установками возможно повышение частоты тока генератора либо путем повышения частоты вращения ротора генератора, либо применением многополюсного генератора. Первый вариант предпочтительнее и особенно перспективен для локомотивов с газовыми турбинами.

На рис. 6-20 приведена схема электропередачи переменного тока для автономного локомотива с высокочастотным тяговым

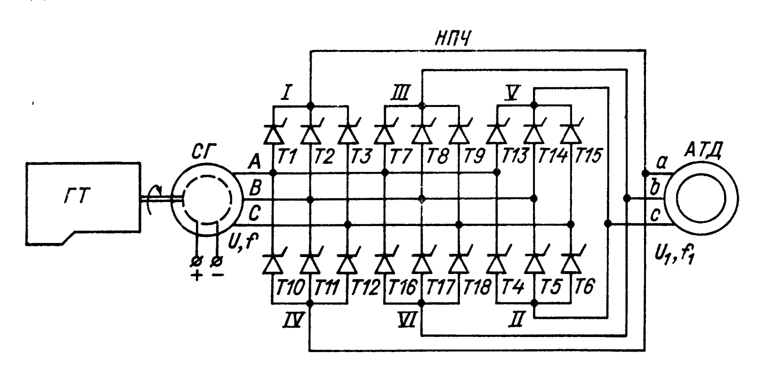


Рис. 6-20. Схема электропередачи переменного тока с непосредственным преобразователем частоты для автономного локомотива

генератором, непосредственным преобразователем частоты и асинхронными тяговыми двигателями. Для построения трехфазного непосредственного преобразователя частоты (НПЧ) в схеме использованы три однофазных схемы (рис. 6-19, *а*).

Преобразователь получает питание от высокочастотного синхронного генератора (*СГ*), приводимого во вращение, например, от высокооборотной газовой турбины (*ГТ*). Каждый из трех трехфазно-однофазных преобразователей подключается к фазам асинхронного тягового двигателя (*АТД*), статорные обмотки которого соединены в звезду или треугольник.

Тиристорные группы *I—VI* включаются по принципу раздельного программного управления, как правило, с постоянными углами выпрямительного и инверторного режимов. Одновременно проводят ток в выпрямительном режиме две группы (например, *I* и *II*), а одна (*VI*) — в инверторном режиме. Далее тиристорные группы переключаются через 60° по порядку номеров.

Непосредственные преобразователи частоты могут выполняться не только с коммутацией, управляемой напряжением пи-

тающей сети. Возможно применение так называемой нагрузочной коммутации, осуществляемой индуктированной противо-э. д. с. двигателя.

Непосредственный преобразователь частоты однофазно-трехфазного тока с комбинированной (сетевой и нагрузочной) естественной коммутацией применен на восьмиосном электровозе ВЛ 80В с вентильными тяговыми двигателями (рис. 6-21). Здесь необходимо напомнить, что по принципу работы и по конструк-

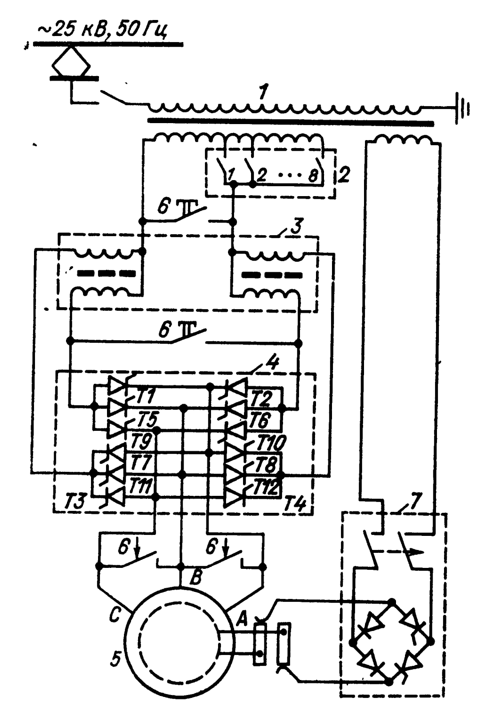


Рис. 6-21. Принципиальная электрическая схема включения вентильного двигателя

1 — тяговый трансформатор; *2* — переключатель ступеней регулирования напряжения; *3* — сглаживающий и токоограничивающий реактор; *4* — преобразователь частоты; *5* — тяговый двигатель; *6* — защитные аппараты (короткозамыкатели); *7* — однофазный полууправляемый выпрямитель возбуждения тяговых двигателей

ции вентильный двигатель является синхронной машиной (см. гл. 9).

При пуске до частоты $f_1=5$ Гц коммутация тиристоров преобразователя происходит за счет напряжения сети, как в обычных управляемых выпрямителях, а при более высокой выходной частоте частота вращения двигателя повышается, и его э. д. с. становится достаточной для коммутации тиристорных групп. Благодаря нагрузочной коммутации максимальная частота выходного напряжения может быть существенно поднята.

Тиристоры объединены в шесть групп: *I* — *T1*, *T2*; *II* — *T3*, *T4*; *III* — *T5*, *T6*; *IV* — *T7*, *T8*; *V* — *T9*, *T10* и *VI* — *T11*, *T12*. Одновременно проводят ток две группы, например *I* и *II* (один полупериод напряжения сети — *T2*, *T3*; другой — *T1*, *T4*). При включении очередной группы *III* (в положительный полупериод)

одновременно оказываются открытыми тиристоры *Т2*, *Т3* и *Т6*. Под действием э. д. с. перевозбужденного двигателя в контуре фаза *А* — *Т2* — *Т6* — фаза *В* будет нарастать ток, ограничиваемый лишь сопротивлением обмоток двигателя; этот ток будет уменьшать ток тиристора *Т2* и увеличивать ток тиристора *Т6*. Когда ток достигнет значения тока нагрузки, тиристор *Т2* обесточится и будет заперт. Далее процесс коммутации просходит аналогично. В течение одного периода все шесть групп тиристоров открываются и запираются поочередно.

Форма кривой мгновенных значений токов в фазовых обмотках представляется в виде трапеции, чем вызываются колебания момента вращения двигателя с шестикратной частотой. Вследствие большой индуктивности сглаживающего реактора пульсации тока в течение каждого полупериода значительно уменьшены, что повышает устойчивость нагрузочной коммутации преобразователя.

Рассмотренный преобразователь может быть использован и для работы двигателей в режиме торможения с возвратом энергии в сеть.

Б. Преобразователи частоты со звеном постоянного тока

В тяговом электроприводе отчетливо выявилась тенденция исполнения преобразователей частоты с промежуточным звеном постоянного тока. Главное их преимущество заключается в отсутствии ограничения по максимальной выходной частоте тока практически при любых источниках питания.

В системах с источниками питания однофазного или трехфазного переменного тока преобразователи включают в себя выпрямительный агрегат и автономный инвертор. Регулирование напряжения в таких преобразователях, как правило, осуществляется одним из рассмотренных выше способов (§ 6-3), а регулирование частоты осуществляется автономным инвертором.

Преобразователи частоты со звеном постоянного тока применимы также в системах с источниками питания постоянного тока нерегулируемого напряжения, например на аккумуляторном подвижном составе, на электрифицированных дорогах напряжением 3 кВ или 6 кВ и выше. В данном случае преобразователь представляет собой автономный инвертор, на вход которого включается сглаживающий фильтр. Регулирование выходного напряжения достигается широтно-импульсной модуляцией (ШИМ), осуществляемой соответствующим переключением тиристоров по высокой модулируемой частоте. Преобразование же постоянного тока в трехфазный осуществляется переключением групп этих же тиристоров по низкой (выходной) модулирующей частоте.

Автономные инверторы с ШИМ могут применяться и в преобразователях с нерегулируемым выпрямительным звеном.

Таким образом, основу преобразователей частоты со звеном постоянного тока составляют автономные инверторы, представляющие собой преобразователи постоянного тока в переменный ток плавно регулируемой частоты с искусственной конденсаторной коммутацией тиристоров.

В зависимости от способа включения конденсаторов различают параллельные, последовательные инверторы и инверторы с отделенной от нагрузки емкостью. Последний тип автономного инвертора обладает стабильностью работы во всем диапазоне выходной частоты и токов нагрузки, в тяговом и тормозном режимах электропривода и характеризуется меньшей установленной мощностью коммутирующих конденсаторов. Благодаря этим особенностям он находит преимущественное применение в тяговом электроприводе.

В инверторах с отделенной емкостью выключение (запирание) тиристоров достигается устройствами искусственной (принудительной) емкостной коммутации, построенными на таком же принципе, как в рассмотренных выше импульсных преобразователях постоянного тока.

Принцип работы автономного инвертора напряжения поясняется схемой и временными диаграммами, приведенными на рис. 6-22. Для упрощения тиристоры с устройствами емкостной коммутации заменены эквивалентными ключами *1—6*.

Мостовая схема (рис. 6-22, *а*) состоит из шести главных тиристоров — ключей *1—6*, шести диодов обратного (реактивного) тока *Д1 — Д6* и входного емкостного фильтра $C_ф$.

На интервале $0 \leqslant \omega t \leqslant \frac{\pi}{3}$ (рис. 6-22, *б*) замкнуты ключи *1*, *5*, *6* и к источнику питания со стороны положительного полюса подключены фазы *А* и *С*, а со стороны отрицательного полюса — фаза *В*. При симметричной нагрузке по фазам входное напряжение $U_{вх}$ распределится, как показано на диаграммах (рис. 6-22, *в*).

В конце первого интервала ключ *5* размыкается, а ключ *2* замыкается. Структура схемы скачкообразно меняется. В фазе *С* происходит коммутация тока. На следующем интервале распределение $U_{вх}$ по фазам скачкообразно изменяется. Далее характер образования схемных структур аналогичен и определяется программой замыкания и размыкания ключей. В результате на фазах нагрузки формируется напряжение ступенчатой формы со сдвигом на 120°. Кроме основных гармонических фазных напряжений $u_{A(1)}$, $u_{B(1)}$, $u_{C(1)}$, в кривых содержатся нечетные высшие гармоники, некратные трем.

Ток нагрузки также несинусоидален. При индуктивном характере нагрузки основные гармоники токов $i_{A(1)}$, $i_{B(1)}$, $i_{C(1)}$ отстают от основных гармонических напряжений на угол $\varphi_{(1)}$. На интервале этого угла ключ, через который должен замыкаться ток фазы, уже разомкнут. Поэтому под действием э. д. с. само-

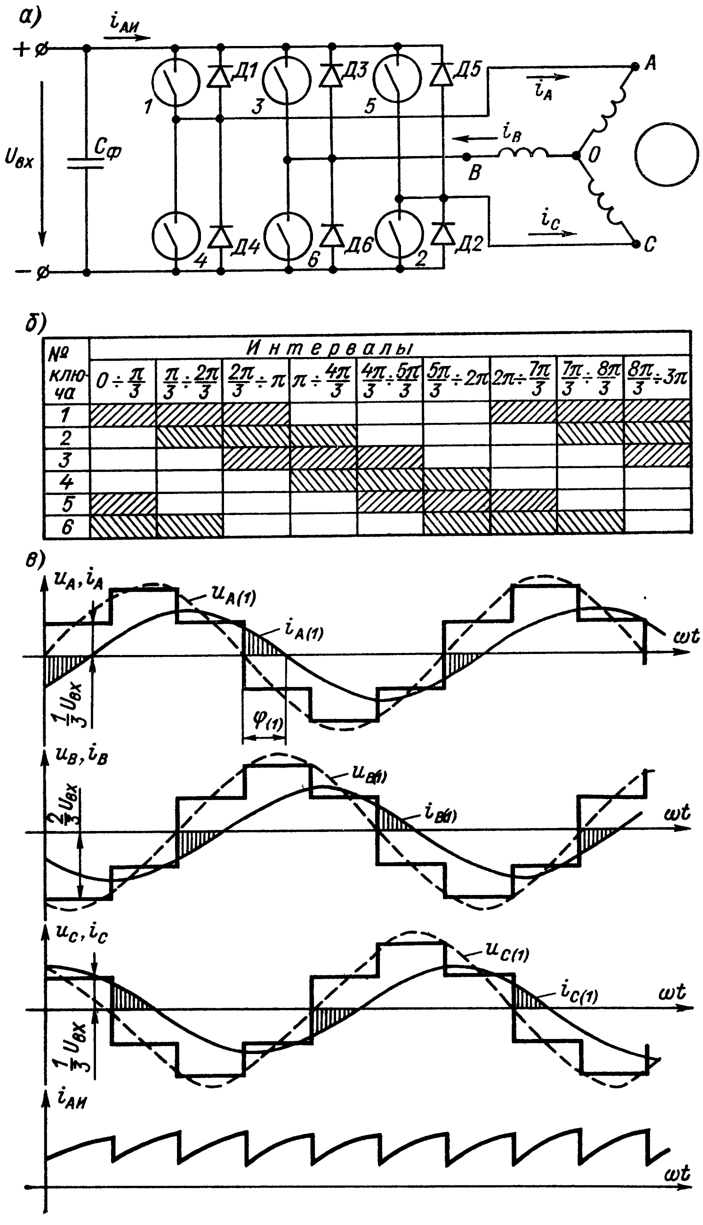


Рис. 6-22. Схема замещения автономного инвертора (*а*), диаграмма замыкания ключей (*б*) и временные диаграммы напряжений и токов (*в*)

индукции запасенная в фазе энергия возвращается через диод реактивного тока в другие фазы и частично в звено постоянного тока. Например, при размыкании ключа *5* ток $i_{C(1)}$ (заштрихованная часть диаграммы рис. 6-22, *в*) замыкается через диод *Д2*.

На входе инвертора тока $i_{Aи}$ имеет пульсирующий характер. Значение пульсации зависит от угла $\varphi_{(1)}$. Дискретность потребления энергии на входе инвертора уменьшается емкостью $C_ф$.

Таким образом, при работе асинхронной машины в двигательном режиме активная составляющая тока фаз замыкается через главные тиристоры, а намагничивающий ток загружает обратные диоды. Переключение асинхронной машины в генераторный режим (с отрицательным скольжением) автоматически переводит автономный инвертор в тормозной режим, при котором по главным тиристорам замыкается намагничивающий ток, а диоды загружаются активным током генератора. Энергия торможения возвращается в звено постоянного тока, откуда может рекуперироваться в питающую сеть либо рассеиваться в тормозных резисторах.

Устройства коммутации тиристоров в трехфазных автономных инверторах выполняются индивидуальными на каждый тиристор, общими на все шесть групп главных тиристоров, групповыми, например на анодную и катодную группу тиристоров или на группу тиристоров одной фазы.

Коммутирующие устройства состоят из коммутирующих конденсатора $C_к$ и дросселя $L_к$ и вспомогательного тиристора. Для поддержания заданной коммутирующей способности предусматриваются специальные маломощные источники подзаряда конденсаторов.

Расчет параметров коммутирующего устройства производится по тем же расчетным соотношениям, что и для импульсных регуляторов постоянного тока.

Главные тиристоры могут переключаться различным образом. На рис. 6-22, *б* приведен порядок переключения со 180-градусным проводящим состоянием главных тиристоров. Применяется также 150-градусное управление, дающее несколько улучшенную форму выходного напряжения.

Основные расчетные соотношения для цепей автономного инвертора имеют следующий вид.

Действующее напряжение на выходе инвертора

$$U_ф = \frac{\sqrt{2}}{3} U_{вх}. \tag{6-46}$$

Среднее значение входного напряжения

$$U_{вх} = \frac{\sqrt{3}}{\sqrt{2}} U_л = 1,23\, U_л. \tag{6-47}$$

Соотношения для токов основной гармоники

$$I_{Aи} = \frac{3\sqrt{2}}{\pi} I_{(1)} \cos\varphi_{(1)}. \qquad (6\text{-}48)$$

Здесь $I_{(1)}$ — действующее значение основной гармоники тока фазы двигателя;

$$I_{T\,ср} = \frac{I_{(1)}}{\pi\sqrt{2}} (1 + \cos\varphi_{(1)}); \qquad (6\text{-}49)$$

$$I_{д.\,ср} = \frac{I_{(1)}}{\pi\sqrt{2}} (1 - \cos\varphi_{(1)}). \qquad (6\text{-}50)$$

Здесь $I_{T\,ср}$ и $I_{д.\,ср}$ — средние значения токов главных тиристоров и обратных диодов.

Минимальная емкость конденсатора фильтра (мкФ).

$$C_ф = \frac{0{,}22\, I_{(1)} \cdot 10^6}{\Delta U_{вх} f_1} \left[1 - \cos\left(\varphi_{(1)} - \frac{\pi}{3}\right)\right]. \qquad (6\text{-}51)$$

Здесь: $\Delta U_{вх} = U_{вх.\,макс} - U_{вх}$ можно допустить не более $(0{,}2 \div 0{,}25)\, U_{вх}$; f_1 — частота тока на выходе инвертора.

Первые опытные образцы локомотивов с полупроводниковыми преобразователями частоты со звеном постоянного тока и асинхронного тяговыми двигателями построены: тепловоз — в 1964 г. в Великобритании, двухвагонная электросекция ЭР9П и секция магистрального электровоза ВЛ80 — в 1967 г. в нашей стране.

Работы по созданию опытных единиц подвижного состава с асинхронными двигателями и полупроводниковыми преобразователями частоты со звеном постоянного тока были продолжены в нашей стране на тепловозе ВМЭ1, явившемся макетом магистрального тепловоза ТЭ120. В 1970 г. заводом НЭВЗ построен опытный электровоз ВЛ80А с тяговыми двигателями мощностью 1200 кВт.

В ФРГ создан опытный тепловоз DE2500, в Швейцарии — макетный электровоз Re 4/4, а в США — четырехосный моторный вагон электропоезда с преобразователями частоты на основе автономных инверторов с ШИМ и тяговыми асинхронными двигателями.

Испытания опытных образцов подвижного состава подтвердили эффективность и работоспособность новой системы тягового электропривода с тиристорными преобразователями частоты.

Принципиальная схема преобразователя частоты электровоза ВЛ80А приведена на рис. 6-23. От двух секционированных вентильных обмоток трансформатора (на схеме показана одна) получают питание два выпрямителя, выпрямленное напряжение которых регулируется амплитудно-фазовым способом. На зажимы

каждого выпрямителя со сглаживающим LC-фильтром присоединяются два автономных инвертора. Инверторы выполнены по схеме с общими устройствами коммутации. Коммутирующие конденсаторы заряжаются от специального зарядного устройства.

Преобразователь частоты тепловоза ТЭ120 (рис. 6-24) состоит из общего выпрямителя с амплитудным способом регулирования выпрямленного напряжения и шести блоков автоном-

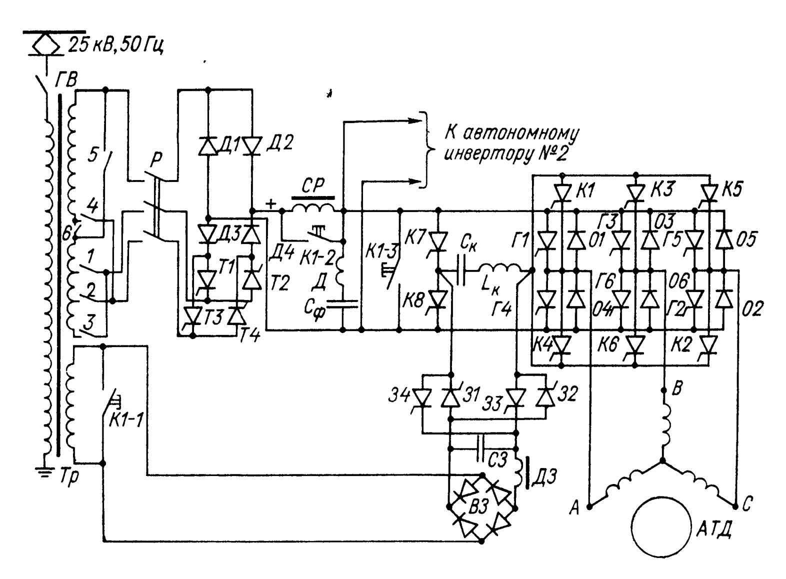


Рис. 6-23. Принципиальная схема преобразователя частоты электровоза ВЛ80А

ГВ — главный выключатель; *Тр* — тяговый трансформатор; *1—6* — контакторы переключения ступеней трансформатора; *Д1 — Д4* — диоды выпрямителя; *Т1—Т4* — тиристоры вентильного перехода выпрямителя; *СР* — сглаживающий реактор; $C_ф$ — конденсаторы фильтра; *Г1—Г6* — главные тиристоры инвертора; *01—06* — диоды обратного тока; $C_к$, $L_к$ — коммутирующие конденсатор и дроссель; *К1—К6* — индивидуальные коммутирующие тиристоры; *К7, К8* — общие коммутирующие тиристоры; *В3* — выпрямитель зарядного устройства; *31 — 34* — тиристоры зарядного устройства; *АТД* — асинхронный тяговый двигатель

ных инверторов с групповыми устройствами коммутации на каждую фазу и зарядным устройством. Выпрямитель включен по сложной мостовой схеме двенадцатипульсового выпрямления. Автономные инверторы выполнены по трехфазной мостовой схеме. Частота выходного напряжения регулируется от 0,5 до 120 Гц. Напряжение на коммутирующих конденсаторах поддерживается при пуске путем подразряда от вспомогательного генератора через разделительный трансформатор и выпрямители.

Преобразователь частоты тепловоза DE2500 (рис. 6-25) состоит из неуправляемого выпрямителя и четырех блоков автономных инверторов, каждый из которых выполнен из трех одно-

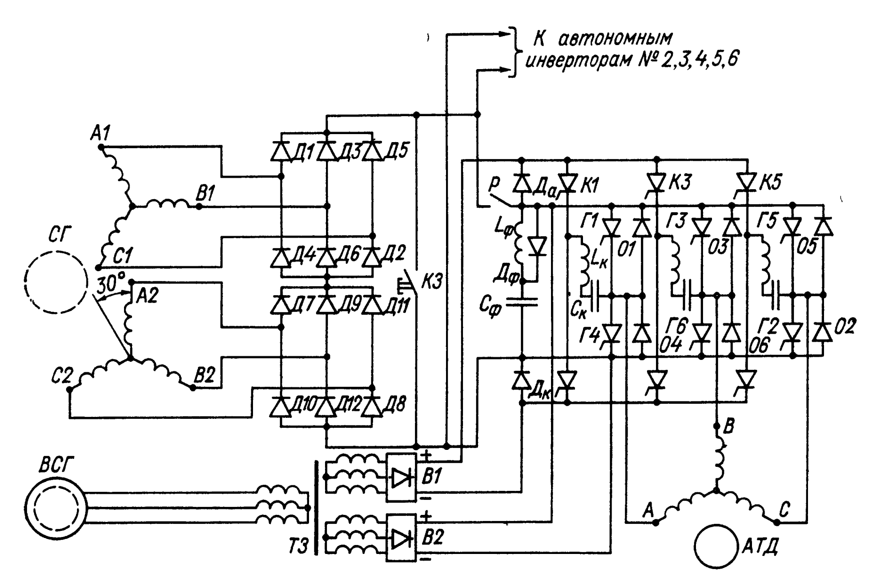


Рис. 6-24. Принципиальная схема преобразователя частоты тепловоза ТЭ120

СГ — синхронный генератор; *Д1—Д12* — диоды неуправляемого выпрямителя; *КЗ* — короткозамыкатель; *Р* — разъединитель; $C_ф$, $L_ф$, $Д_ф$ — элементы входного фильтра инвертора; *Г1—Г6* — главные тиристоры; *01—06* — обратные диоды; $C_к$ $L_к$ — коммутирующие конденсаторы и дроссели; *К1—К6* — коммутирующие тиристоры; $Д_а$, $Д_к$ — разделительные анодный и катодный диоды; *ТЗ* — зарядный трансформатор; *В1, В2* — зарядные выпрямители; *ВСГ* — вспомогательный синхронный генератор

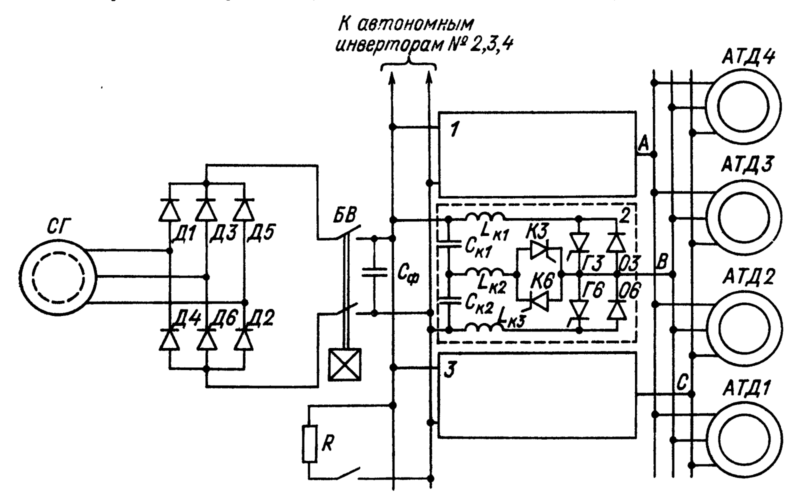


Рис. 6-25. Принципиальная схема преобразователя частоты тепловоза ДЕ2500

СГ — синхронный генератор; *Д1—Д6* — вентили неуправляемого выпрямителя; *БВ* — быстродействующий выключатель; $C_ф$ — конденсатор фильтра; *R* — тормозной резистор; *1, 2, 3* — блоки фаз автономного инвертора; $C_{к1}$, $C_{к2}$, $L_{к1}$, $L_{к2}$, $L_{к3}$, *К3, К6* — элементы коммутирующего устройства фазы; *Г3, Г6* — главные тиристоры; *О3, О6* — обратные диоды; *АТД1—АТД4* — тяговые двигатели

фазных взаимозаменяемых инверторных модулей. Все автономные инверторы работают на общие шины переменного тока, к которым присоединяются в разных модификациях тепловоза четыре либо шесть асинхронных тяговых двигателей. Выпрямленное напряжение звена постоянного тока не регулируется. Регулирование напряжения на шинах переменного тока выполняется широтно-импульсным методом.

6-6. Понятие о надежности тяговых преобразователей

Необходимость увеличения пропускной и провозной способности железных дорог приводит к росту мощности локомотивов, при этом усложняются их схемы и расширяются функции систем управления вплоть до выполнения логических операций. В результате на электроподвижном составе и автономных локомотивах все шире используются электроника и полупроводниковая техника, в особенности в разрабатываемых и осваиваемых новых системах тягового привода.

Рост грузонапряженности основных железнодорожных магистралей обусловил повышенное насыщение поездами ряда участков железных дорог. В таких условиях выход из строя локомотива приводит к огромным экономическим потерям. В связи с этим возросла роль проблемы повышения надежности транспортной техники вообще и подвижного состава в особенности.

Надежность есть свойство технической системы, устройства или элемента выполнять заданные функции, сохраняя свои эксплуатационные показатели в заданных пределах в течение требуемого промежутка времени или требуемой наработки. Надежность изделия обусловливается его безотказностью, ремонтопригодностью, сохраняемостью и долговечностью.

Отказом называется событие, которое заключается в нарушения способности системы или элемента выполнять заданные функции.

Эти определения имеют лишь качественный характер. Следовательно, они не позволяют рассчитывать надежность или сформулировать требования к надежности вновь разрабатываемых систем, а также сравнивать надежность различных систем.

К основным количественным критериям надежности применительно к сложным многозвенным системам, какими и являются энергетические системы электроподвижного состава и автономных локомотивов, могут быть отнесены:

1. Вероятность безотказной работы системы или элемента $p(t)$ — вероятность того, что в определенных условиях эксплуатации в пределах заданной продолжительности работы не возникает отказа:

$$p(t) = \frac{N_0 - n(t)}{N_0}. \qquad (6\text{-}52)$$

Здесь N_0 — число образцов в начале наблюдений; $n(t)$ — число отказавших образцов за время t.

Вероятность безотказной работы характеризует изменение надежности во времени.

2. Интенсивность отказов $\lambda(t)$ — отношение числа отказавших образцов оборудования в единицу времени к среднему числу образцов, исправно работающих в данный отрезок времени при условии, что отказавшие образцы не восстанавливаются и не заменяются исправными

$$\lambda(t) = \frac{n(t)}{N_{\text{ср}}\Delta t}, \tag{6-53}$$

где $n(t)$ — число отказавших образцов в интервале времени Δt; $N_{\text{ср}}$ — среднее число исправно работающих образцов в интервале Δt.

Интенсивность отказов $\lambda(t)$ связана с вероятностью безотказной работы следующей зависимостью

$$p(t) = e^{-\int\limits_0^t \lambda(t)\,dt}. \tag{6-54}$$

3. Средняя продолжительность безотказной работы T — математическое ожидание времени безотказной работы. Для определения этой характеристики по статическим данным используется следующая формула

$$T = \sum_{i=1}^{N_0} t_i / N_0. \tag{6-55}$$

Здесь t_i — врѐмя безотказной работы i-го образца.

Каждый из приведенных критериев имеет свои достоинства и недостатки, не являясь исчерпывающей характеристикой надежности. Но в совокупности они во многих случаях могут характеризовать достаточно полно надежность системы в течение времени ее работы.

Для полупроводниковых приборов характерен экспоненциальный закон распределения отказов во времени. Основные показатели надежности при экспоненциальном законе распределения связаны между собой следующими соотношениями

$$p(t) = e^{-\lambda t}; \tag{6-56}$$

$$T = 1/\lambda. \tag{6-57}$$

Отказы вентилей могут происходить внезапно либо в течение определенного времени (постепенно). Постепенные отказы связаны с изменением одного или нескольких параметров, например прямого падения напряжения, теплового сопротивления, класса и т. д. Любые отказы вентилей приводят к необратимым процессам: пробою структуры или обрыву цепи вентиля.

Интенсивность отказов зависит от режима работы преобразователя, степени загрузки по току и напряжению, условий окружающей среды (температура, влажность, вибрация и т. д.).

Интенсивность отказов неуправляемых вентилей в среднем составляет $0{,}5 \cdot 10^{-6}$ 1/ч. Для тиристоров интенсивность отказов при работе в выпрямительных схемах составляет $(3 \div 5)\,10^{-6}$ 1/ч, а в инверторных схемах $(6 \div 10)\,10^{-6}$ 1/ч.

Условия работы вентилей в тяговых преобразователях весьма неблагоприятны. Так, вентили в тяговых установках электрифицированного транспорта при равных загрузках по току и напряжению имеют в 3—4 раза большую инвенсивность отказов, чем в промышленных установках.

Полупроводниковые преобразователи, в особенности инверторы и преобразователи частоты, представляют собой сложное устройство, состоящее из силовой схемы с тиристорами, конденсаторами, дросселями, трансформаторами и системы управления, построенной обычно на базе элементов и деталей радиоэлектронной аппаратуры.

Показатели надежности для силовой части главным образом определяются силовыми полупроводниковыми приборами и подчиняются экспоненциальному закону распределения.

Бесконтактные логические элементы системы управления могут оказаться ближе по распределению отказов к биноминальному закону. Но несмотря на различие в законах распределения отказов силовой части и системы управления преобразователя, в целом для всей системы, включающей и силовую часть, и цепи управления, справедлив экспоненциальный закон. Это объясняется тем, что для потока отказов, состоящего из большого числа элементарных потоков различной интенсивности, характерно приближение к экспоненте, хотя сами элементарные потоки будут подчиняться другим законам.

Следовательно, для преобразователя в целом

$$\lambda = \sum_{i=1}^{n} \lambda_i. \qquad (6\text{-}58)$$

Здесь λ_i — интенсивность отказов i-го элемента системы, состоящей из n элементов.

$$T = 1/\lambda. \qquad (6\text{-}59)$$

Различают схемные и конструктивные методы повышения надежности. Схемные методы основаны на разработке наиболее совершенных принципиальных схем, а конструктивные методы предусматривают наиболее рациональные компоновки преобразователей.

ГЛАВА СЕДЬМАЯ

КОММУТАЦИЯ В ТЯГОВЫХ МАШИНАХ ПОСТОЯННОГО ТОКА

7-1. Общие представления и зависимости

А. Критерии оценки качества коммутации

Коммутация в машинах постоянного тока представляет собой ряд явлений, вызванных процессом изменения тока в секциях обмотки якоря за время их перехода из одной параллельной ветви обмотки в другую. Секции обмотки в течение этого времени, называемого периодом коммутации, замыкаются щетками накоротко.

Коммутация признается хорошей, если под щетками при работе машины с нагрузкой, а также при холостом ходе не возникает искрения. Коммутация считается неудовлетворительной, если наблюдается искрообразование, вызывающее повреждение поверхности коллектора или щеток.

Практикой установлены два основных критерия для оценки качества коммутации: 1) степень искрения щеток, что оценивается по стандартной шкале при работе в номинальном (установившемся) режиме; 2) ширина безыскровой зоны (рис. 12-4).

Стандартная шкала искрения (ГОСТ 183—74) фиксирует следующие степени искрения: 1 — отсутствие искрения, или темная коммутация; 1 $^1/_4$ — слабое искрение под небольшой частью щетки; 1 $^1/_2$ — слабое искрение под большей частью края щетки; *2* — искрение под всем краем щетки; *3* — значительное искрение под всем краем щетки с появлением крупных и вылетающих искр. Наблюдение ведется за анодными, т. е. за положительными щетками на двигателе и за отрицательными — на генераторе. Надежная длительная работа машины в эксплуатационных режимах обеспечивается при условии, если искрение на щетках не превосходит степени 1 $^1/_4$.

Оценка степени искрения по зрительному впечатлению вносит некоторую субъективность в результаты. Для объективной оценки степени искрения предложен ряд фотоэлектрических приборов и приборов, реагирующих на высококачественную составляющую напряжения между щеткой и сбегающей коллекторной пластиной.

Два вида причин вызывают искрение щеток: механические и электромагнитные, т. е. собственно коммутационные. Главнейшие механические причины искрения:

1) биение коллектора: 2) нарушение цилиндрической поверхности коллектора — плохое качество шлифовки; 3) выступание миканита; 4) неправильная притирка щеток; 5) неправильный

выбор величины нажатия щеток; 6) ослабление щеток в гнездах (по данным американских исследователей, зазор должен находиться в пределах 0,25—0,3 мм); 7) неправильная расстановка щеток; 8) неодинаковый воздушный зазор под различными главными и дополнительными полюсами; 9) косая сборка коллекторных пластин; 10) неодинаковая толщина коллекторных пластин или миканита; 11) загрязнение поверхности коллектора.

Для безыскровой работы щеток должны быть правильно выбраны сорт щеток (их марка), плотность тока под щетками, конструкция щеток (сплошная щетка или разделенная по ширине пополам или на три части) и конструкция щеткодержателей. Иные двигатели хорошо работают при двухслойных щетках, хуже при трехслойных.

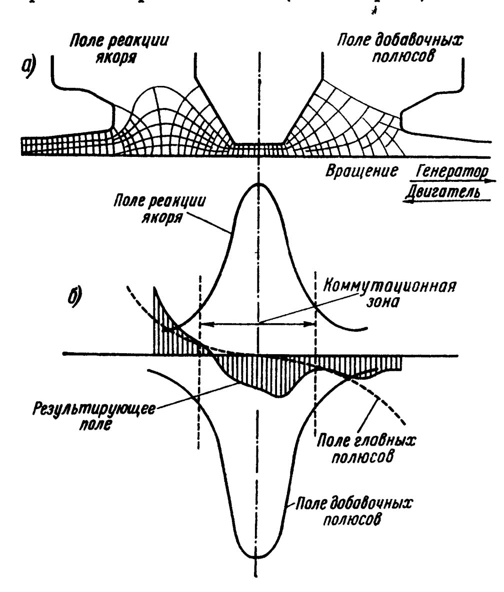


Рис. 7-1. Кривая искажения поля добавочных полюсов под влиянием поля главных полюсов: *а* — физическая картина; *б* — распределение индукции

В тяговых машинах применяются два основных сорта щеток: твердые угольно-графитные щетки (с малым содержанием графита) и электрографитированные.

На поверхности коллектора после длительной работы без искрения образуется пленка закиси меди микроскопической толщины — так называемая политура. Поверхность коллектора, покрытая политурой, блестящая, глянцевая, буро-голубого цвета. Пленка создает дополнительное сопротивление для прохождения тока. Коммутация машины при наличии политуры протекает более спокойно, чем при чистой поверхности коллектора.

Переход тока под щеткой совершается через точечные контакты при высоких местных плотностях тока в них, причем эти контактные места по мере их выгорания (эрозии) перемещаются по контактной поверхности щетки.

В тяговых двигателях с опорно-осевой подвеской для предотвращения отскакивания щеток приходится применять удельное давление $(3,5 \div 4,0) \cdot 10^4$ Па. Это вызывает повышенный износ не только щеток, но и коллекторных пластин. Для машин, установ-

ленных в кузове электровоза, можно принимать меньшее нажатие на щетку: в пределах $(2{,}5 \div 3{,}5) \cdot 10^4$ Па.

Электромагнитными причинам, влияющими на коммутацию при неизменной нагрузке, являются следующие:

1. Невозможность создания коммутирующего поля, в точности совпадающего по форме для любого момента времени с теоретически требующимся. Вследствие этого появляются так называемые небалансовые или остаточные э. д. с. коммутации.

2. Искажение кривой распределения поля добавочных полюсов под влиянием поля главных полюсов (рис. 7-1). В генераторном режиме это ускоряет процесс коммутации в секциях паза, выходящих последними из зоны коммутации, в двигательном — замедляет.

3. Различная степень демпфирующего влияния вихревых токов в проводниках обмотки якоря на пазовое поле рассеяния коммутируемых секций при широком диапазоне изменения частоты вращения машины. При высокой частоте вращения вследствие демпфирования этого поля индуктивность секции уменьшается, что при работе машины в генераторном режиме иногда приводит к чрезмерному ускорению процесса коммутации и тем самым к искрению.

4. Пульсация потока главных полюсов машины вследствие изменения магнитной проводимости зазора, что вызывает появление трансформаторной э. д. с. в коммутируемых секциях.

5. Несоответствие во времени между налагающейся переменной составляющей в реактивной э. д. с. коммутации, вызванной пульсацией тока якоря, и коммутирующей э. д. с., создаваемой добавочными полюсами. Это имеет место в двигателях, питаемых пульсирующим или выпрямленным током.

Б. Ток и э. д. с. в коммутируемой секции

При обходе коммутируемого контура от пластины *1* к пластине *2* (рис. 7-2 и 7-3) может быть составлено уравнение равновесия э. д. с. и падений напряжения по закону Кирхгофа:

$$i_1 r_1 - i_2 r_2 = e_{wt} + \left(-L \frac{di_I}{dt} - M \frac{di_{II}}{dt}\right). \qquad (7\text{-}1)$$

Падения напряжения учитываются только в сопротивлениях щеточного контакта, причем r_1 — сопротивление щеточного контакта со сбегающей пластиной *1*, а r_2 — соответственно с набегающей пластиной *2*.

Сопротивлением петушков коллектора и самой коммутируемой секции за х незначительностью можно пренебречь. В уравнении (7-1):

e_{wt} — мгновенное значение э. д. с., наводимой в рассматриваемый момент времени полями добавочных полюсов и реакции якоря;

$-L\frac{di_I}{dt}$ — э. д. с. самоиндукции секции *I*, коммутируемой положительной щеткой;

$-M\frac{di_{II}}{dt}$ — э. д. с. взаимоиндукции, наводимая в рассматриваемой секции *II*, коммутируемой щеткой противоположной полярности (рис. 7-3); так как секции в их лобовых частях не имеют общих потокосцеплений, то $M<L$.

Сумма э. д. с., стоящая в скобках уравнения (7-1), представляет собой мгновенное значение реактивной э. д. с. коммутации e_{Rt}, и тогда уравнение (7-1) можно написать в виде

$$i_1r_1-i_2r_2=e_{wt}+e_{Rt}.$$

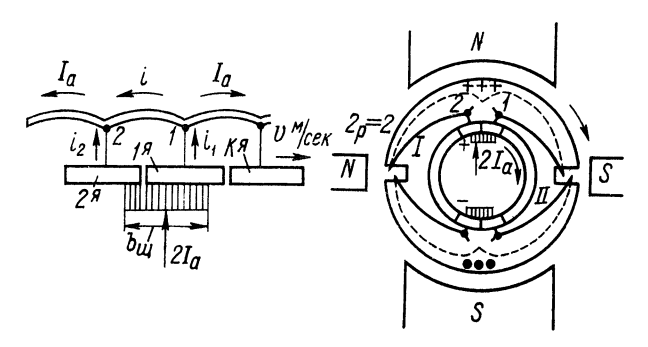


Рис. 7-2. Ток в коммутируемой секции

Рис. 7-3. Коммутация секции обмотки якоря при $u=1$, $b_щ=t_к$, $y=\tau$

Уравнения для токов в узловых точках *1* и *2* (рис. 7-2)

$$i_1=I_a+i;$$
$$i_2=I_a-i.$$

После подстановки значений токов i_1 и i_2 в предыдущее уравнение

$$(I_a+i)\,r_1-(I_a-i)\,r_2=e_{wt}+e_{Rt}$$

получается выражение для тока в коммутируемой секции *I*

$$i=I_a\frac{r_2-r_1}{r_1+r_2}+\frac{e_{wt}+e_{Rt}}{r_1+r_2}. \tag{7-2}$$

Сопротивления r_1 и r_2 можно считать обратно пропорциональными соответствующим поверхностям контакта, т. е.

$$\frac{r_1}{r_щ}=\frac{S_щ}{S_{щ1}}=\frac{S_щ}{S_щ\left(1-\frac{t}{T}\right)}=\frac{1}{1-\frac{t}{T}};\quad \frac{r_2}{r_щ}=\frac{S_щ}{S_{щ2}}=\frac{S_щ}{S_щ\frac{t}{T}}=\frac{1}{t/T}.$$

Следовательно,

$$r_1 = \frac{r_щ}{1 - t/T}; \qquad r_2 = \frac{r_щ}{t/T}.$$

Здесь $r_щ$ — переходное сопротивление всей контактной поверхности щетки одного щеточного бракета; $S_щ$ — контактная поверхность щеток одного щеточного бракета; $S_{щ1}$, $S_{щ2}$ — контактные поверхности щеток соответственно с первой и второй коллекторными пластинами.

Кроме того, введено обозначение

$$T = \frac{b_щ}{100\, v_к} \tag{7-3}$$

для периода коммутации — времени инверсии тока в одной секции, где $v_к$ — окружная скорость на поверхности коллектора, м/с; $b_щ$ — ширина щетки, см.

Если в произвольный момент времени числитель второго члена уравнения (7-2) обращается в нуль, то ток в коммутируемых секциях будет выражаться только первым членом этого уравнения, т. е.

$$i = I_a \frac{\dfrac{r_щ}{t/T} - \dfrac{r_щ}{1 - t/T}}{\dfrac{r_щ}{t/T} + \dfrac{r_щ}{1 - t/T}} = I_a \left(1 - \frac{2t}{T}\right). \tag{7-4}$$

Таким образом,. в этом случае ток в коммутируемой секции изменяется по закону прямой. При этом плотность тока как на сбегающем, так и на набегающем краях щетки получается одинаковой и равной средней плотности тока;

$$j_щ = 2I_a/S_щ. \tag{7-5}$$

И как следствия этого: 1) законность условия, принятого выше для r_1 и r_2, и 2) безыскровая коммутация, если правильно выбрана средняя плотность тока под щетками.

Таким образом, прямолинейная коммутация получается, когда $e_{wt} + e_{Rt} = 0$ или $e_{wt} = -e_{Rt}$, т. е. если в любой момент времени э. д. с., наводимая в коммутируемой секции полями добавочных полюсов и реакции якоря, по значению равна, а по знаку противоположна мгновенному значению реактивной э. д. с. секции.

Реактивная э. д. с. имеет в течение всего времени инверсии тока в секции одно и то же направление — от точки *1* к точке *2* (рис. 7-2). Если изменение тока происходит линейно во времени, то реактивная э. д. с. все время остается постоянной не только по направлению, но и по численному значению. Следо-

вательно, постоянной по значению должна быть и коммутирующая э. д. с.

Представление о прямолинейном характере изменения во времени тока в коммутируемых секциях, как правило, лежит в основе практических методов расчета коммутации.

В. Коммутационная зона

Путь, проходимый серединой паза за время коммутирования находящейся в нем секции — коммутационная зона $b_{км}$ — равен (при $b_{щ}=t_{к}$ и $Z=K$)[1] пазовому делению якоря t_1. Здесь: Z — число пазов якоря, $b_{щ}$ — ширина щетки, $t_{к}$ — коллекторное деление, K — число коллекторных пластин.

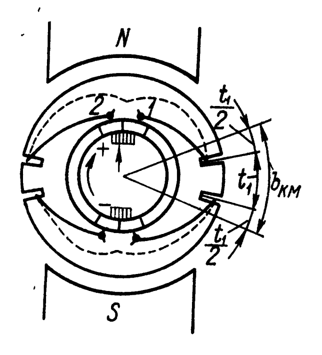


Рис. 7-4. Положение секции обмотки якоря при $t=T/2$ при сокращении шага обмотки $\varepsilon=t_1$

Для наведения в коммутируемой секции постоянной по значению э. д. с. e_w индукция B_w поля добавочных полюсов должна быть постоянной по значению над всей зоной коммутации.

Нахождение e_R при прямолинейной коммутации не представляет затруднений. Скорость изменения тока получается одинаковой в секциях I и II (рис. 7-3) в силу тождественности происходящих в них процессов и, следовательно,

$$\frac{di_I}{dt}=\frac{di_{II}}{dt}=\frac{2I_a}{T}.$$

Тогда по (7-1), опуская знак минус, получаем

$$e_R = L\frac{di_I}{dt}+M\frac{di_{II}}{dt} = (L+M)\frac{2I_a}{T}=L_R\frac{2I_a}{T}. \qquad (7\text{-}6)$$

Порядок расчета приведенной или эквивалентной индуктивности L_R коммутируемых секций приводится ниже (см. § 7-2).

Если секции обмотки выполнены с сокращением шага ε, равным одному элементарному пазовому делению якоря, то, как в этом нетрудно убедиться (рис. 7-4), коммутационная зона становится тоже на одно элементарное пазовое деление шире.

При указанном сокращении шага реактивная э. д. с. существенно уменьшается вследствие уменьшения коэффициента взаимоиндукции M между секциями.

Если увеличить число коллекторных пластин и секций обмотки в u раз и уложить обмотку в якорь той же машины, что рассматривалась и в предыдущих примерах, то вместо одной пары сторон в каждом пазу будет u пар (u — число элементарных пазов на один реальный паз); сечение проводника при этом получится в u раз меньшим.

Можно оставить щетку той же ширины $b_{щ}$, но теперь она будет перекрывать u коллекторных делений. При прежней сумме токов в проводниках паза, а следовательно, и прежней линейной нагрузке машины, ток в каждой из секций получится в u раз меньше. При прежних значениях частоты вращения машины и потока главных полюсов напряжение машины возрастает в u раз. Мощность машины при этом остается неизменной.

Пусть $u=3$, шаг секции диаметральный. Период коммутации секции T (по рис. 7-3) остается прежним, но в первой секции

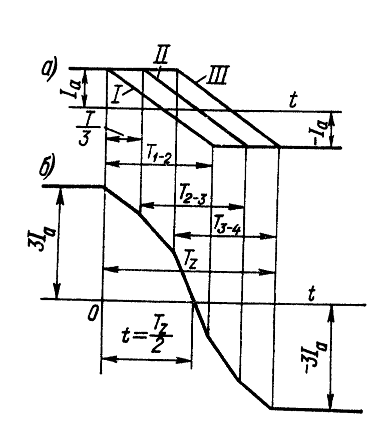


Рис. 7-5. Изменение во времени тока отдельной секции (a) и суммы токов всех секций паза ($б$)

Рис. 7-6. Мгновенные значения реактивной э. д. с. коммутации: $а$ — суммарная картина; $б$ — реактивная э. д. с. в секции

паза процесс коммутации начнется на (1/3) T раньше, чем в средней секции этого же паза (рис. 7-5). В третьей же секции инверсия тока будет на столько же запаздывать. В результате инверсия тока во всех u секциях паза происходит в течение времени T_z, называемого циклом коммутации.

Если во всех секциях рассматриваемой пары пазов коммутация будет прямолинейной, то плотность тока по всей площади щетки получается одинаковой, равной среднему значению (7-5).

Э. д. с. в любой из коммутируемых секций выражается формулой

$$e_{wt}=L\frac{di}{dt}+\sum M\frac{di}{dt}. \qquad (7\text{-}7)$$

Пусть взаимоиндукция существует только между теми секциями, которые расположены в одной и той же паре пазов. Тогда $M=L$, и когда щетки замыкают накоротко все рассматриваемые секции (рис. 7-6, a) э. д. с. e_{R3} получается того же значения, что и в предыдущем примере.

В другие же отрезки времени, когда коммутируются только по две или по одной из секций этих пазов, э. д. с. будет равна соответственно $^2/_3$ и $^1/_3$ полученного значения (рис. 7-6, *б*).

Время коммутации всех секций паза T_z — цикл коммутации — получается бо́льшим, чем период коммутации T отдельных секций. Естественно, что и зона коммутации $b_{км}$ получается бо́льшей. В общем случае [12] зона коммутации вычисляется по дуге коллектора по формуле

$$b_{км} = t_к \frac{D_a}{D_к}\left(u + \gamma + \varepsilon - \frac{a}{p}\right). \tag{7-8}$$

Здесь $\gamma = b_щ/t_к$; $D_к$ — диаметр коллектора; $\varepsilon = \pm(K/2p - y_1)$ — укорочение или удлинение шага обмотки.

Коммутационная зона должна быть меньше половины ширины междуполюсного окна, т. е.

$$b_{км} < 0{,}5\,\tau\,(1 - \alpha). \tag{7-9}$$

где α — коэффициент магнитного перекрытия.

Чтобы осуществить условие прямолинейности изменения тока в каждой из секций, кривая распределения индукции B_w под добавочным полюсом должна возможно ближе (в надлежащем масштабе) приближаться к полученной кривой реактивных э. д. с. секций. Пусть индукция B_w изменяется по достаточно близкой к ступенчатой линии э. д. с. плавной линии ab (рис. 7-6, *а*); при этом будет создаваться некоторое ускорение процесса коммутации во всех секциях паза. Ускорение же процесса коммутации снижает величину плотности тока на сбегающем крае щетки, что ведет к повышению удельного переходного сопротивления сбегающего края щетки. Это обстоятельство, в свою очередь, ведет к образованию еще более благоприятных условий выведения секции из состояния короткого замыкания. Действительно, в среднем коммутирующая э. д. с. во всех секциях получается несколько бо́льшей, чем среднее значение реактивной э. д. с.

При $b_щ$, превышающем в γ раз величину $t_к$ (причем $\gamma > u$), при точных расчетах следует учитывать взаимоиндукцию с секциями, расположенными в соседних пазах [19].

Для рассматриваемого случая $u = 3$ на первую секцию паза (рис. 7-6, *б*) будут оказывать влияние две секции из соседнего паза, создавая в ней э. д. с. $2M_S \dfrac{di}{dt}$ (M_S — коэффициент взаимоиндукции между секциями по лобовым частям), а через отрезок времени $1/3T$ — только одна секция того же соседнего паза. На значение наибольшей реактивной э. д. с. (рис. 7-6, *б*) при размере щетки $b_щ = 3t_к$ секции других пазов не могут оказывать влияния. Если же $b_щ > ut_к$, то влияние секций соседних пазов скажется и на наибольшем значении реактивной э. д. с. Величина M_S доходит до значения $(0{,}3 \div 0{,}5)M$ в зависимости от того, находятся ли секции в одном слое или в разных, т. е. коммутируются они одной и той же щеткой или соседними щетками.

7-2. Индукция под добавочным полюсом и напряженность процесса коммутации

Представление о прямолинейном характере изменения тока в коммутируемых секциях за время инверсии лежит в основе практических методов расчета распределения индукции под добавочным полюсом.

Аналогично определению e_R при $u=1$ (7-6), исходя из уравнения (7-7), можно написать выражение для среднего значения реактивной э. д. с. в виде

$$e_{R\ \text{ср}} = L_{\text{экв}} \frac{u2I_a}{T_z}. \qquad (7\text{-}10)$$

Эквивалентная индуктивность w_s-витковой секции обмотки, как известно [13], вычисляется по формуле (в Г)

$$L_{\text{экв}} = 4 l_a w_s^2 \lambda_N \cdot 10^{-6}.$$

Удельная проводимость паза λ_N при предварительных расчетах вычисляется по формуле

$$\lambda_N = 0{,}6 \frac{h_z}{b_\text{п}} + \frac{l_s}{l_a}, \qquad (7\text{-}11)$$

где h_z — глубина паза; $b_\text{п}$ — ширина паза; l_s — длина лобового соединения на полусекцию; l_a — активная длина якоря.

Для обмоток с обычным укорочением ε шага y_1 цикл коммутации T_z примерно в два раза длиннее периода коммутации T. Кроме того, из выражения $2uw_sI_a = At_1$ получаем

$$2uI_a = At_1 \frac{1}{w_s},$$

где At_1 — сумма токов в пазе. Приведенная же к диаметру якоря ширина щетки обычно близка к значению пазового деления t_1, тогда

$$T = \frac{b_\text{щ}}{v_\text{к}} \approx \frac{t_1}{v_a},$$

где v_a — окружная скорость на поверхности якоря, м/с; t_1 — пазовое деление, м.

После подстановки выражения для $L_{\text{экв}}$, $2uI_a$ и $T_z = 2T$ в формулу (7-10) получаем

$$e_{R\ \text{ср}} = 2w_s A l_a \lambda_N v_a \cdot 10^{-6}. \qquad (7\text{-}12)$$

Сопоставим с правой частью полученного выражения э. д. с., наводимую в коммутируемых секциях полем добавочных полюсов. Пусть под серединой добавочного полюса индукция равняется B_w, тогда сопоставление получается в виде

$$2w_s A l_a v_a \lambda_N \cdot 10^{-6} = 2w_s l_a v_a B_w \cdot 10^{-6}.$$

Из этого равенства получается формула для индукции под добавочным полюсом

$$B_w = A\lambda_N. \qquad (7\text{-}13)$$

Величина $e_{Кср}$ (7-12) характеризует напряженность коммутационного процесса машины — *коммутационную напряженность*.

Машины средней быстроходности ($n_н = 600 \div 2000$ об/мин) и мощности не свыше 200—300 кВт имеют коммутационную напряженность меньше 3 В. Эти машины, как правило, исполняются без компенсационной обмотки, с добавочными полюсами конструкции (рис. 4-13, *а*), т. е. с широким наконечником, перекрывающим около 0,7 коммутационной зоны. Щетки в таких машинах применяются марки ЭГ-2, неразрезные.

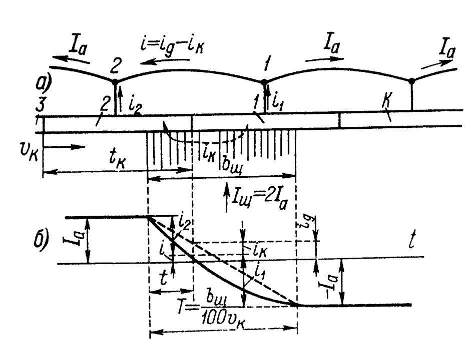


Рис. 7-7. Ток в коммутируемой секции: *а* — направление тока; *б* — изменение тока при ускоренной коммутации

Если напряженность коммутации в номинальном режиме или при наивысшей эксплуатационной скорости достигает 6 В, должны применяться разрезные щетки марки ЭГ-74. В машинах мощностью 800—900 кВт возникает необходимость применения компенсационной обмотки, в особенности при высокой потенциальной напряженности на коллекторе (см. ниже).

При коммутационной напряженности около 9 В и выше применение компенсационной обмотки является обязательным. Щетки целесообразно применять разрезные с повышенной коммутационной способностью.

В тяговом электромашиностроении во Франции уже с 1952 г. применяются только разрезные щетки, в частности состоящие из трех частей (рис. 4-36, *б*).

В крупных машинах, имеющих коммутационную напряженность выше 6—9 В, надо расчетно или графически получить наибольшее значение реактивной э. д. с. в коммутируемых секциях [2], определить индукцию B_w и соответствующую ширину наконечника добавочного полюса. Обычно наконечник получается узкий. Индукция же под добавочным полюсом получается примерно равной

$$B_{w\,макс} = 2A\lambda_N.$$

Полученные результаты базировались на представлении о прямолинейном характере изменения тока в коммутируемых секциях. Однако опыт исследования коммутации крупных тяго-

вых машин выявил, что изложенный метод приводит к ускоренному процессу инверсии тока (рис. 7-7). При ускоренной же коммутации появляется в щетке «поперечный» ток $i_к$. Этот ток накладывается на равномерно распределенный ток $I_щ=2I_a$ и разгружает сбегающий край щетки, что, как известно, благоприятно влияет на процесс коммутации. Однако этот же «поперечный» ток подгружает набегающий край щетки. При чрезмерном значении тока $i_к$ возникает искрение на набегающем крае щетки Оно менее опасно, чем искрение на сбегающем крае (см. ниже о круговом огне), но все же является нежелательным.

Расчетное определение оптимального значения тока $i_к$, иначе говоря степени придания ускоренности процессу коммутации, не представляется возможным из-за ряда таких факторов, как сопротивление щеточного контакта, сопротивление материала щетки, в особенности при разрезных щетках, и др. Поэтому нахождение оптимальных условий коммутации (безыскровой работы щеток) осуществляется опытно. С этой целью между добавочным полюсом и станиной предусматривается зазор (δ_{wj}), заполняемый прокладками из немагнитного материала и частично стальными. Комбинируя число тех и других при исследовании коммутации машины, добиваются наилучших условий работы щеток.

7-3. Круговой огонь на коллекторе

А. Физические основы явления

Круговым огнем на коллекторе называется обычно быстропреходящая электрическая дуга между разнополярными щетками.

Иногда происходит переброс дуги на полюс машины или на подшипниковый щит. Для двигателя круговой огонь является коротким замыканием его якоря и питающей сети. При каждом возникновении кругового огня получается сильный бросок момента вращения, а следовательно, и силы тяги. Максимум броска тока достигает 10—16-кратного значения.

Склонность машины к образованию круговых огней существенно снижает ее эксплуатационную надежность. После каждого случая возникновения кругового огня коллектор требуется зачищать, а в очень тяжелых случаях и обтачивать.

Возможны две причины возникновения круговых огней: 1) сильное искрение под щетками в виде длинных языков пламени; 2) попадание между продороженными коллекторными пластинами токопроводящих частиц (щеточной и медной пыли, осколков щеток). В обоих случаях для появления кругового огня необходимы, кроме того, потенциальные условия на коллекторе. Если их нет, то даже при очень сильном искрении под щетками и очень загрязненной поверхности коллектора круговой огонь не возникнет.

При работе машины в двигательном режиме круговой огонь может быть вызван и только первой причиной. Действительно, кривая разности потенциалов между соседними коллекторными пластинами (коллекторная кривая) под влиянием реакции якоря сдвигается в режиме двигателя своим крутым фронтом (рис. 7-8) к сбегающему краю щетки. Чем больше ток нагрузки, тем сильнее выражено это явление. То же наблюдается и с потенциальной кривой коллектора: чем больше нагрузка, тем резче изменяется потенциальная кривая у сбегающего края щетки.

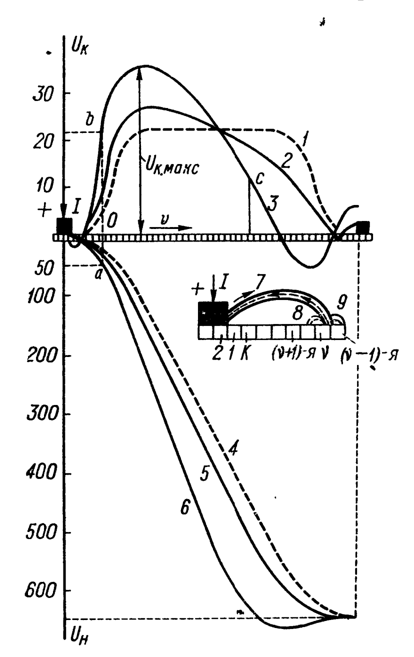


Рис. 7-8. График распределения потенциала напряжения по коллектору

1 — без учета реакции якоря; *2* — с учетом реакции якоря при токе 0,5 $I_н$; *3* — с учетом реакции якоря при токе 1,5 $I_н$, *4, 5, 6* — потенциальные кривые для тех же случаев; *7, 8, 9* — электрические дуги

Если вследствие сильного искрения под положительной щеткой на уходящей коллекторной пластине образовалось катодное пятно, то опирающаяся на него электрическая дуга дает поток электронов на щетку и ионизирует окружающее пространство. Пусть пластина с катодным пятном и дугой на щетку переместилась благодаря вращению коллектора до положения ν-й пластины (рис. 7-8), причем напряжение U_{0a} оказалось достаточным, чтобы поддержать дугу. Если к тому же разность потенциалов U_{0b} (кривая 3) между ν-й и (ν+1)-й пластинами будет достаточной, чтобы поддержать дугу *8*, то она будет существовать и далее, например, как дуга *9*, показанная между (ν—1)-й и ν-й пластинами. Перемещаясь далее, эта дуга и другие возникающие за нею дуги ионизируют воздух около поверхности коллектора, в результате чего и создаются условия для появления кругового огня, т. е. электрической дуги между щетками.

Переход искрения под щеткой в круговой огонь в генераторном режиме менее вероятен, чем в двигательном. Это объясняется тем, что в генераторном режиме нарастание напряжения между коллекторными пластинами у сбегающего края щетки происходит менее резко, чем в двигательном режиме (рис. 8-27).

Вторая из названных основных причин — попадание токопроводящих частиц между пластинами — является более вероятной, чем первая. Условиями для возникновения кругового огня являются: достаточно быстрое нарастание тока через образовавшийся токопроводящий мостик, чтобы быстро его раскалить, и достаточно большое напряжение между соседними пластинами, чтобы поддержать электрическую дугу, если она образовалась.

Опыты показывают, что для поддержания уже возникшей между двумя коллекторными пластинами дуги требуется напряжение 25—27 В. При наличии достаточных градиентов напряжения на окружности коллектора дуга переходит в круговой огонь.

Неровности на поверхности коллекторов также способствуют возникновению круговых огней. Чем больше этих неровностей и чем выше частота вращения коллектора, тем интенсивнее отбрасываются щетки, сильнее искрение и вероятнее отколы кромок щеток, вызывающие появление мостиков, а следовательно, и круговых огней.

Наблюдениями и статистикой установлено, что круговые огни возникают на плохих участках железнодорожного пути, где двигатели, а следовательно, и щетки испытывают сильные толчки.

У машин малой мощности (вспомогательные машины) значительные сопротивления секций обмотки якоря ограничивают токи, возникающие через проводящие мостики между соседними коллекторными пластинами, затрудняя образование круговых огней.

Б. Меры для обеспечения стойкости машины против круговых огней

Если при проектировании машины можно свободно выбирать питающее напряжение, то следует отдать предпочтение наименее высокому напряжению и наименьшему (для уменьшения массы) числу пар полюсов. Среднее значение напряжения между соседними пластинами коллектора, равное

$$u_{\text{к. ср}} = \frac{2pU}{K}, \qquad (7\text{-}14)$$

не должно превышать: для крупных генераторов 14—16 В; для двигателей постоянного тока, не работающих в режиме динамического (реостатного) торможения, 20 В; для двигателей выпрямленного тока 17 В; для двигателей, работающих при

динамическом торможении, 14 В; для двигателей городского транспорта 10 В.

Однако более важной величиной является наибольшее напряжение между соседними пластинами коллектора, которое для машин без компенсационной обмотки определяется по формуле

$$u_{\text{к. макс}} = \frac{2pU}{\alpha K} \xi. \qquad (7\text{-}15)$$

График коэффициента искажения поля ξ приведен на рис. 7-9. При толщине изоляции между коллекторными пластинами 0,8—1,2 мм $u_{\text{к.макс}}$ не должно превышать 30—40 В в наиболее тяже-

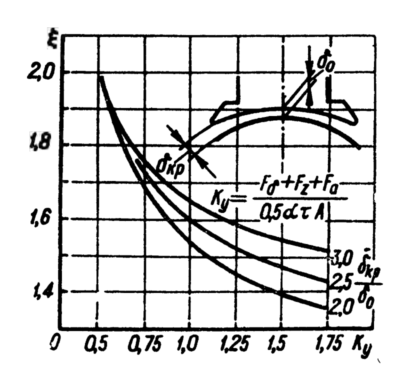


Рис. 7-9. Коэффициент ξ в функции коэффициента магнитной устойчивости $K_у$ для эксцентрического зазора

лом режиме работы машины. У малых машин $u_{\text{к.макс}}$ допускается значительно более высоким (до 60—70 В), так как активное сопротивление их секций достаточно велико, чтобы ограничить ток через мостик между пластинами. Кроме того, и запас энергии в секциях таких машин невелик.

Значение максимального напряжения между соседними коллекторными пластинами для машин с компенсационной обмоткой и концентрическим зазором, без учета влияния дискретного расположения (в пазах) этой обмотки, рассчитывается по формуле

$$u_{\text{к. макс}} = \frac{2pU}{\alpha K} \qquad (7\text{-}16)$$

и не должно превышать 30 В.

7-4. Особенности коммутации двигателей, питаемых через статические преобразователи

В первых применениях статических преобразователей на однофазном электроподвижном составе железных дорог (США) были использованы стандартные тепловозные двигатели постоянного тока. Для уменьшения пульсации тока в цепи питания

тяговых двигателей включались сглаживающие реакторы, снижающие степень пульсации до 25—30%. Несмотря на то, что из-за сравнительно низкой частоты тока на железных дорогах США (25 Гц) реакторы получились тяжелыми и дорогими, все же система преобразования оказалась конкурентноспособной.

Опыт французских конструкторов подтвердил, что для тяговых двигателей постоянного тока более высокого напряжения и большей мощности, чем тепловозные, можно допускать ту же степень пульсации напряжения.

В первых европейских образцах многосистемного электроподвижного состава выявилось, что при частоте 16 2/3 Гц двигатели постоянного тока мощностью до 200—300 кВт для электропоездов допустимо питать пульсирующим током, если их выполнить с полностью расслоенным магнитопроводом. Это сделало двигатели более тяжелыми и дорогими, но общее технико-экономическое сравнение показало, что изъятие из схемы сглаживающих реакторов скомпенсировало удорожание тяговых двигателей. Такие двигатели имеет смысл отнести к машинам особой категории и назвать их двигателями пульсирующего тока. Степень пульсации тока при отсутствии сглаживающего реактора достигает 45%.

Двигатели большой мощности (1200 кВт и выше) при опорно-рамном исполнении имеет смысл делать с расслоенным магнитопроводом, но при этом вряд ли удастся отказаться от применения сглаживающего реактора.

По цепи двигателей, питаемых пульсирующим напряжением течет ток, содержащий ряд высших гармоник (§ 6-3). С достаточной для практики точностью можно ограничиться учетом гармонической составляющей двойной частоты и принимать, что ток изменяется во времени по следующей зависимости

$$i = I + I_2 \sin 2\omega t. \quad (7\text{-}17)$$

Здесь I — среднее значение выпрямленного тока; $\omega = 2\pi f$ (f — частота питающей сети); I_2 — амплитудное значение переменной составляющей тока.

Если двигатель работает при постоянном среднем напряжении, то абсолютное значение переменной составляющей пульсирующего тока остается величиной постоянной (§ 6-3) независимо от тока нагрузки. Наибольшего значения эта составляющая, как показывает уравнение (6-17), достигает при работе двигателя с наивысшим значением приложенного напряжения. Двигатели выпрямленного тока при этом работают на наивысшей скоростной характеристике.

Таким образом, при большой скорости движения состава и большой силе тяги получаются наиболее тяжелые условия работы двигателя в коммутационном отношении.

Благодаря тому, что цепь главных полюсов шунтируется активным сопротивлением, по катушкам главных полюсов течет

ток, существенно освобожденный от составляющей тока двойной частоты.

Возникновение в сплошной станине вихревых токов также уменьшает пульсацию потока, проникающего в якорь. Все же некоторая составляющая двойной частоты в магнитном потоке главных полюсов остается.

Получающаяся в результате пульсации главного потока трансформаторная э. д. с. двойной частоты в коммутируемых секциях не превосходит нескольких десятых долей вольта, поэтому при практических расчетах коммутации двигателей трансформаторную э. д. с. можно не учитывать.

Пульсация реактивной э. д. с. в коммутируемых секциях. Наличие пульсирующей составляющей в токе якорной обмотки приводит к тому, что в те моменты времени, когда $\sin 2\omega t = 1$, скорость изменения тока в коммутируемых секциях увеличивается по сравнению со средним ее значением в таком же отношении, как значение максимума выпрямленного тока по сравнению с его средним значением, т. е. в отношении $(1+k_i)$, где k_i — значение коэффициента пульсации (6-16).

Таким образом, на среднее значение реактивной э. д. с. коммутации $e_{R\text{ср}}$, пропорциональное среднему значению тока якоря, налагается составляющая, синусоидально-изменяющаяся во времени и пропорциональная переменной составляющей тока. Допуская, что и в этом случае коммутация сохраняет прямолинейный характер, можно приближенно написать

$$e_R = L_R \frac{di_a}{dt} = L_R \frac{2(I_a + I_{a2}\sin 2\omega t)}{T} = L_R \frac{2I_a}{T} + L_R \frac{2I_{a2}}{T}\sin 2\omega t. \qquad (7\text{-}18)$$

Здесь i_a — мгновенное значение тока параллельной ветви обмотки якоря; I_a — постоянная составляющая (среднее значение) тока в параллельной ветви обмотки якоря; I_{a2} — амплитудное значение тока двойной частоты в параллельной ветви обмотки якоря.

Перепишем (7-18) в виде

$$e_R = L_R \frac{2I_a}{T} + \frac{2I_{a2}L_R \sin 2\omega t}{T} = e_{R\,\text{ср}} + E_{R2}\sin 2\omega t =$$

$$= e_{R\,\text{ср}}(1+k_i). \qquad (7\text{-}19)$$

Здесь $E_{R2} = 2I_{a2}L_R/T$ — амплитудное значение реактивной э. д. с. коммутации, вызванной наличием составляющей двойной частоты тока якоря.

Пульсирующие н. с. реакции якоря и добавочных полюсов. Н. с. реакции якоря также надо рассматривать как сумму двух составляющих: постоянной, пропорциональной среднему значению тока, и переменной, синусоидально-изменяющейся во времени, пропорциональной току двойной частоты. Так же надо рассматривать и н. с. катушек добавочных полюсов.

Пусть число витков катушек добавочных полюсов и индукция коммутационной зоны якоря от магнитного поля, создаваемого постоянной составляющей тока якоря, имеет требуемый характер, т. е. если бы двигатель работал от сети постоянного тока, то при всех нагрузках в коммутируемых секциях была бы прямолинейная коммутация. Ненасыщенная магнитная цепь добавочных полюсов позволяет рассматривать действие синусоидально изменяющихся составляющих н. с. реакции якоря и н. с. добавочных полюсов независимо от наличия в поперечной оси машины постоянных составляющих реакции якоря и коммутирующего потока.

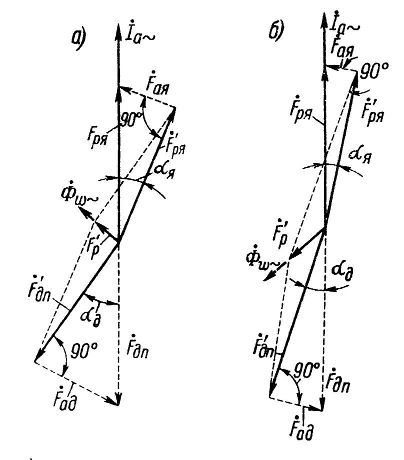


Рис. 7-10. Векторное построение для определения потока $\Phi_{W\sim}$ в зазоре добавочных полюсов: *а* — при массивной станине; *б* — при частично расслоенной магнитной цепи добавочных полюсов

Постоянная составляющая коммутирующего потока Φ_{wa} определяется превышением н. с. добавочных полюсов F_{wa}— над н. с. реакции якоря F_{ad}, т. е. коммутирующий поток Φ_{wa} создается алгебраической разностью н. с. F_{wa}—F_{ad}. Переменные составляющие н. с. реакции якоря и добавочных полюсов дают возможность получить представление о коммутирующем потоке по их геометрической сумме (рис. 7-10).

Переменная составляющая реактивной э. д. с. находится всегда в фазе с током якоря, вектор же коммутирующего потока может быть расположен относительно вектора тока якоря весьма различно для машин с массивной станиной.

В связи с наличием вихревых токов в массивных элементах магнитопровода переменные составляющие намагничивающих сил реакции якоря и дополнительных полюсов отстают от токов, их вызывающих, на угол магнитного запаздывания. Причем для намагничивающей силы реакции якоря и намагничивающей силы добавочных полюсов $\alpha_{ря}$ и $\alpha_{дп}$ (рис. 7-10) могут быть различными, так как потоки рассеяния, с ними связанные, замыкаются по цепям с различной магнитной проводимостью; обычно $\alpha_{дп} > \alpha_{ря}$.

Из-за наличия вихревых токов происходит и некоторое уменьшение модуля н. с. реакции якоря $F'_{ря}$ и н. с. добавочных полюсов $F'_{дп}$, так как полные н. с. реакции якоря и добавочных полюсов должны иметь составляющие, связанные с покрытием активных потерь от вихревых токов (векторы $\dot{\mathbf{F}}_{ад}$ и $\dot{\mathbf{F}}_{ая}$ на рис. 7-10).

На рис. 7-10, *а* дана векторная диаграмма намагничивающих сил реакции якоря и добавочных полюсов для четырехполюсной машины с массивными станиной и сердечником добавочных полюсов. В этом случае действие вихревых токов привело к значительному смещению и уменьшению модуля н. с. реакции якоря $\dot{F}'_{ря}$ и н. с. добавочных полюсов $\dot{F}'_{дп}$. Результирующая н. с. $\dot{F}'_{р}$ заметно отклонилась от требуемой наилучшей коммутации.

На рис. 7-10, б векторы $\dot{\mathbf{F}}'_{ря}$ и $\dot{\mathbf{F}}'_{дп}$ имеют меньшие углы смещения (шестиполюсная машина с частично шихтованной станиной и с шихтованными сердечниками добавочных полюсов), и вектор результирующей н. с. $\dot{\mathbf{F}}'_{р}$, а следовательно, и вектор коммутирующего пульсирующего потока $\dot{\mathbf{\Phi}}_{w\sim}$ занимают положение более благоприятное. Создаваемая потоком $\mathbf{\Phi}_{w\sim}$ коммутирующая э. д. с. будет отчасти компенсировать э. д. с. двойной частоты e_{R2}. Лишь при полностью шихтованной станине вектор $\dot{\mathbf{\Phi}}_{w\sim}$ будет в противофазе с вектором переменной составляющей тока $\dot{\mathbf{I}}_{a\sim}$, как это требуется для компенсации составляющей e_{R2} реактивной э. д. с.

Расчет потока $\mathbf{\Phi}_{w\sim}$ возможен при использовании введенного Л. Р. Нейманом [16] понятия комплексной проводимости магнитопровода, где действие вихревых токов учитывается как своего рода магнитное сопротивление.

7-5. Коммутация при резких бросках тока нагрузки

При эксплуатации двигатель может подвергаться резким колебаниям напряжения, например, при кратковременном нарушении питания, вызванном отбросом пантографа из-за обледенения контактного провода.

После отключения вращающейся машины постоянного тока потоки в ней исчезают полностью только через 0,1—0,2 с (§ 8-4). В результате, хотя частота вращения двигателя вследствие большой инерции состава остается практически неизменной э. д. с. вращения якоря становится равной нулю. В цепи двигателей при возобновлении контакта ($t=0$, рис. 7-11) получается резкий бросок тока кратковременного характера с возвращением к I — значению тока до нарушения питания. Если включение двигателей произошло при номинальных частоте вращения и напряжении контактного провода v_c, то максимум броска тока $i_{макс}$ достигает 3—4-кратного значения номинального тока.

При восстановлении питания приложенное напряжение уравновешивается только э. д. с. самоиндукции элементов цепи двигателей. Действительно, при $t=0$ из-за отсутствия потока нет

э. д. с. вращения, а из-за отсутствия тока нет активного падения напряжения в цепи двигателей. Индуктивность цепи двигателей при $t=0$ определяется лишь потоками рассеяния, потому что путь для потока по основному, обычно массивному магнитопроводу двигателя экранируется возникающими в нем вихревыми токами. Экранирующее влияние оказывают и коммутируемые

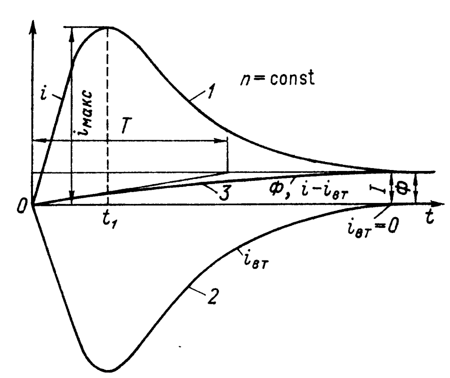


Рис. 7-11. Бросок тока при внезапном включении двигателя

1 — ток якорной цепи; *2* — н. с. вихревых токов; *3* — нарастание потока главных полюсов

секции. Поэтому индуктивность якорной цепи при $t=0$ очень мала, а следовательно, скорость нарастания тока в начальный период времени получается очень большой.

Тяговый двигатель, как правило, выполняется закрытым стальными подшипниковыми щитами. В отношении возникнове-

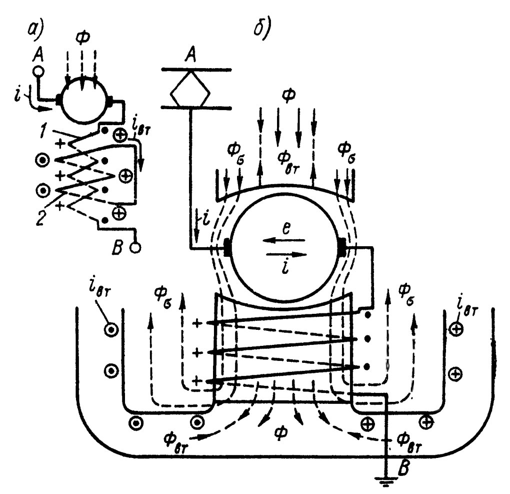


Рис. 7-12. Магнитные потоки при восстановлении напряжения: *а* — упрощенная схема замещения двигателя последовательного возбуждения; *б* — физическая картина возникновения вихревых токов в станине

ния вихревых токов его можно уподобить электромагниту с глухим корпусом и расслоенным сердечником, имеющим зазор. При возникновении тока (рис. 7-12, *а*) в его обмотке возбуждения появляющийся магнитный поток наводит в массивном корпусе вихревые токи $i_{вт}$, начиная с внутренней поверхности корпуса. Н. с.

этих токов по закону Ленца направлена встречно по отношению к н. с. намагничивающей обмотки и создает магнитный поток $\Phi_{вт}$. Наличие токов во внутреннем корочковом слое станины двигателя и приводит к тому, что поток катушек возбуждения $\Phi_в$ при t, близком к 0, замыкается только по цепи проводимости рассеяния (Φ_σ на рис. 7-12, *б*).

Можно положить, что число нитей вихревых токов равно числу витков катушек возбуждения и что эти вихревые нити соединены между собой последовательно. При этом допущении значение потока Ф, сцепленного с якорной обмоткой и создающего э. д. с. вращения в ней, пропорционально в произвольный момент времени разности токов i и $i_{вт}$. В соответствующем масштабе эта же разность токов представляет собой рабочий поток машины. Он нарастает по мере угасания вихревых токов. Постоянная времени T нарастания рабочего потока в несколько раз больше времени t_1, когда ток i достигает своего наибольшего значения.

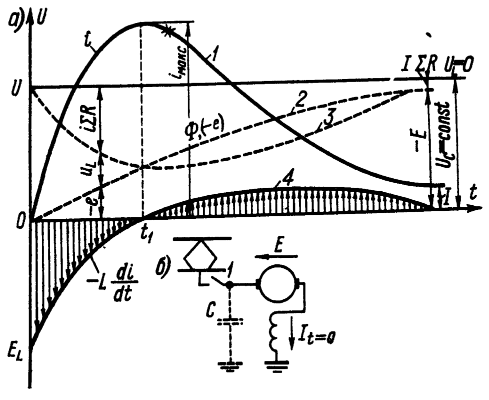


Рис. 7-13. Изменение тока двигателя при включении: *а* — временная картина токов и падений напряжения; *б* — схема включения двигателя

Пропорционально значению рабочего потока нарастает и э. д. с. вращения *e*. Повышение э. д. с. вращения и угасание вихревых токов приводит к тому, что всплеск тока идет на спад (рис. 7-11).

По мере нарастания тока появляются падения напряжения $i\Sigma R$ и э. д. с. вращения e, и тогда приложенное напряжение будет уравновешиваться суммой э. д. с. и падений напряжения

$$U = e + e_L + i\sum R.$$

Здесь e_L — мгновенное значение э. д. с. самоиндукции; e — мгновенное значение э. д. с. вращения.

Наличие вихревых токов приводит к тому, что восстановление тока i происходит согласно кривой *1* (рис. 7-13). На этом же рисунке показано нарастание потока Ф, затрата напряжения на преодоление э. д. с. якоря e (2) и падений напряжения в активном сопротивлении якорной цепи (*3*). По такой же кривой *1* нарастает до своего установившегося значения и поток добавочных полюсов, а следовательно, и коммутирующая э. д. с., создаваемая этим потоком в короткозамкнутых секциях обмотки якоря. Но так как реактивная э. д. с. коммутации пропорциональна мгновенным значениям тока i, то в момент времени t_1, когда ток имеет наибольшее значение $i_{макс}$, возникает и наи-

большая реактивная э. д. с. С учетом трансформаторной э. д. с. в коммутируемых секциях (см. ниже) почти в тот же момент времени получается наибольшая по величине несбалансированная э. д. с. К этому же моменту вследствие большой реакции якоря на коллекторе машины, не имеющей компенсационной обмотки, создаются тяжелые потенциальные условия (§ 7-3). В совокупности эти две причины могут привести к круговому огню на коллекторе.

Точный математический анализ описанного процесса из-за сложности явления в целом, в особенности в отношении возникновения и угасания вихревых токов в массивной станине и определения несбалансированной э. д. с. в коммутируемых секциях, весьма затруднителен.

Приближенное исследование потенциальных условий можно провести, приняв, что вихревые токи представлены током в добавочном контуре, индуктивно-связанном с обмоткой возбуждения.

Э. д. с. самоиндукции элементов якорной цепи $\left(-L\dfrac{di}{dt}\right)$, сначала являвшаяся встречной по отношению к приложенному напряжению, после

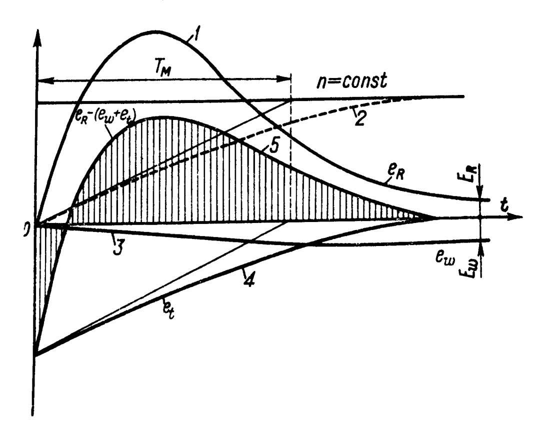


Рис. 7-14. Э. д. с. в коммутируемых секциях

1 — средняя реактивная э. д. с.; 2 — кривая нарастания потока главных и добавочных полюсов; 3 — коммутирующая э. д. с., наводимая потоком добавочных полюсов; 4 — э. д. с., наводимая нарастающим потоком главных полюсов; 5 — остаточная э. д. с. в коммутируемых секциях

достижения током максимума становится действующей согласно с приложенным напряжением (рис. 7-13, кривая 4).

В течение всего времени роста главного потока Ф в коммутируемых секциях наводится э. д. с. $e_t = -w_s\dfrac{d\Phi}{dt}$,

действующая, как в этом можно убедиться, навстречу реактивной э. д. с. коммутации e_R (рис. 7-14). Э. д. с. e_w пропорциональна потоку добавочных полюсов. Результирующая э. д. с. в коммутируемой секции будет $e_R-(e_w+e_t)$. Тем не менее вспышка под отрицательной щеткой является почти неизбежным результатом такого броска тока. Если же двигатель включается на полное напряжение (последняя группировка двигателей), то вспышка переходит в круговой огонь, так как на коллекторе при этом имеют место тяжелые потенциальные условия.

Точный расчет разностной э. д. с. в коммутируемых секциях представляется трудно разрешимой задачей. Приближенное значение средней реактивной э. д. с. e_R, которая возникает в коммутируемых секциях в момент

достижения током максимума, можно найти, значительно упростив действительно сложную физическую картину.

Двигатель с последовательным возбуждением может быть представлен схемой замещения, в которой вихревые токи замыкаются в фиктивном контуре *2* (рис. 7-12, *а*), индуктивно-связанном с обмоткой возбуждения *1* двигателя. Сама же станина при этом становится как бы идеально расслоенной. При допущении, что рост потока главных и добавочных полюсов происходит с одинаковыми постоянными времени, можно принимать, что в этой схеме L_1 — полная индуктивность якорной цепи двигателя; M — взаимная индуктивность между контурами вихревых токов и катушками главных и добавочных полюсов.

Вихревые токи в начальной стадии нарастания тока i возникают только в корочковом слое станины и частично в подшипниковых щитах. Н. с. этих токов обусловливает наличие напряженности магнитного поля на тех же участках магнитной цепи, где проходит поток главных полюсов, обычно создаваемый катушками возбуждения. Если принять, что контур вихревых токов имеет столько же витков, сколько их в катушке возбуждения, то для такой схемы замещения индуктивность контура вихревых токов равна половине индуктивности якорной цепи L_1.

Максимальное значение тока получается (рис. 7-13) при относительно малом значении главного потока (порядка 0,4—0,5 от его установившегося значения для заданной частоты вращения), что позволяет для магнитного сопротивления пути потока взаимоиндукции учитывать лишь сопротивление зазора, т. е.

$$R_\mu = \frac{\delta}{0,4\,\pi\alpha\tau l_a} = \frac{2p\delta}{0,4\,\pi^2\alpha D_a l_a} = \frac{p\delta}{2\alpha D_a l_a}. \qquad (7\text{-}20)$$

Здесь δ — значение расчетного эффективного зазора под главными полюсами; α — коэффициент магнитного перекрытия, принимаемый далее равным 0,63.

Тогда взаимоиндуктивность M (Г) получается равной

$$M = 2p\frac{w_s^2\cdot 10^{-8}}{R_\mu} = 2,5\frac{w_s^2 D_a l_a}{\delta}\cdot 10^{-8}.$$

Самоиндуктивность L_1 этой цепи будет в σ раз большей, чем M (причем $\sigma\approx 1,15$ — коэффициент рассеяния главных полюсов), влияние же катушек добавочных полюсов для вычисления броска тока можно учесть умножением на отношение

$$\frac{\Phi + \Phi_{mw}}{\Phi} = 1,2.$$

Здесь Φ и Φ_{mw} — соответственно полезный поток главных полюсов и поток в сердечнике добавочных полюсов при номинальном режиме работы Таким образом, параметры расчетной цепи (рис. 7-12, *а*) можно определить по формулам

$$M = 3,0\frac{w_s^2 D_a l_a}{\delta}\cdot 10^{-8}; \qquad L_1 = 3,5\frac{w_s^2 D_a l_a}{\delta}\cdot 10^{-8}. \qquad (7\text{-}21)$$

Значение приведенного активного сопротивления путей вихревых токов R_2 можно принимать равным: для четырехполюсных машин $1,5 R_1$; для шестиполюсных $2,2 R_1$ (R_1 — сопротивление якорной цепи).

Приведение сопротивления соответствует замене корочкового слоя внутренней поверхности станины, относящейся к одному полюсу (рис. 7-12, *б*), эквивалентной катушкой с числом последовательно соединенных витков, равным числу витков катушки одного главного полюса.

Теперь можно написать уравнение э. д. с. для двух рассматриваемых контуров (рис. 7-12, *а*):

а) для первичного контура при приложенном напряжении, равном

$$U = L_1 \frac{di_1}{dt} + i_1 R_1 + M \frac{di_2}{dt} + e.$$

Здесь э. д. с. вращения

$$e = K_E n (i_1 + i_2) = K_E n i_\mu,$$

причем

$$K_E = \frac{N}{a} \cdot \frac{p}{60} \Phi_i,$$

где Φ_i — коэффициент пропорциональности между током и потоком;

б) для контура вихревых токов

$$0 = L_1 \frac{di_2}{dt} + i_2 R_2 + M \frac{di_1}{dt}.$$

Точное решение этих уравнений является очень трудоемкой задачей.

Кривая мгновенных значений тока при ударном включении двигателя с достаточной для практических целей точностью описывается следующим выражением

$$i_1 = \frac{U}{2R_1} \left(\varepsilon^{-t/T_{\text{М}}} - \varepsilon^{t/T_\sigma}\right). \tag{7-22}$$

Для определения максимума кривой всплеска тока находим сначала время, когда получается максимум тока по формуле

$$t_1 = \frac{T_\sigma T_{\text{М}}}{T_{\text{М}} - T_\sigma} \ln \frac{T_{\text{М}}}{T_\sigma}. \tag{7-23}$$

Подстановка значения t_1 в формулу (7-22) дает ток $i_{1\,\text{макс}}$. Чтобы получить представление о наибольшем значении несбалансированной э. д. с. в коммутируемых секциях, можно воспользоваться формулой

$$e_{R\ \text{макс}} = E_R i_{\text{макс}} \frac{l}{I_{\text{н}}} \cdot \frac{n_{\text{макс}}}{n_{\text{н}}}. \tag{7-24}$$

Здесь E_R — реактивная э. д. с. в номинальном режиме.

Формула (7-24) имеет чисто условный характер, так как при этом процессе прямолинейная коммутация не может иметь места вследствие отставания роста потока добавочных полюсов от роста тока. Приведенная формула не учитывает э. д. с., наводимую в коммутируемых секциях полем добавочных полюсов, за ее малостью, так как к моменту достижения током максимума коммутирующий поток не достигает 5—10% необходимой величины.

Можно указать следующие наивысшие значения этой условной реактивной э. д. с., при превышении которых следует ожидать вспышки на коллекторе при испытании на ударное включение, а именно: 15—20 В для сплошных щеток, 25—30 В для разрезных щеток.

Следует отметить, что броски тока получаются тем более значительными, чем меньше степень возбуждения двигателя β, в особенности если в шунтирующей цепи не предусмотрена индуктивность, достаточная по величине.

ГЛАВА ВОСЬМАЯ

ЭКСПЛУАТАЦИОННЫЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ КОЛЛЕКТОРНЫХ ТЯГОВЫХ ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ МАШИН

8-1. Генераторный режим машин постоянного тока

А. Основные характеристики

Основные машины постоянного тока, используемые на электроподвижном составе и тепловозах с электрической передачей к движущим осям, работают то в двигательном, то в генераторном режимах. В частности, режим электрического торможения является генераторным. Постоянно в генераторном режиме работают некоторые вспомогательные машины.

Основные характеристики генераторного режима машины:

1) кривая намагничивания или магнитная характеристика — зависимость магнитного потока машины от тока возбуждения, т. е. $\Phi=f(I_В)$; она же является характеристикой холостого хода генераторного режима при какой-то определенной частоте вращения, т. е. $E_0=f(I_В)$;

2) внешняя характеристика — зависимость напряжения на зажимах машины от тока нагрузки при постоянной частоте вращения n и неизменных параметрах цепи возбуждения;

3) нагрузочные характеристики, представляющие собой при $n=\text{const}$ зависимость $U=f(I_В)$ при различных, но постоянных по значению для каждой отдельной характеристики токах нагрузки I.

Магнитная характеристика (рис. 8-1) получается или расчетом магнитной цепи машины, или из характеристики холостого хода по формуле

$$\Phi=\frac{E}{k_Н n}, \tag{8-1}$$

где

$$k_n=\frac{N}{a}\cdot\frac{p}{60}.$$

Здесь N — число проводников обмотки якоря; a — число пар параллельных ветвей обмотки; p — число пар полюсов.

Форма магнитной характеристики зависит от значения зазора под главными полюсами машины и степени насыщения ферромагнитных участков магнитной цепи. Кривая *1* на рис. 8-1 относится к машине с бо́льшим зазором $\delta=0{,}02\tau$ и незначительным насыщением $B_{z1/3}\approx 1{,}8$ Т; $B_\delta\approx 1{,}3$ Т. Приведенные величины характерны для генераторов, у которых напряжение регулируется изменением потока. В тепловозных генераторах значение потока регулируется в наиболее широких границах; в них указанные выше значения индукции снижаются в номи-

нальном режиме еще на 25—30%. Кривая *2* получается при зазоре $\delta=0{,}013\tau$ и индукциях, примерно на 10% более высоких.

Форма внешней характеристики $U=f(I)$ зависит от способа возбуждения генератора (рис. 8-2); независимой переменной, определяющей ток нагрузки I генератора, является проводимость нагрузочной цепи. Повышение этой проводимости при независимом возбуждении генератора и постоянном $I_в$ (кривая *1*) приводит к уменьшению напряжения U генератора. Напряжение уменьшается вследствие увеличения падения напряжения

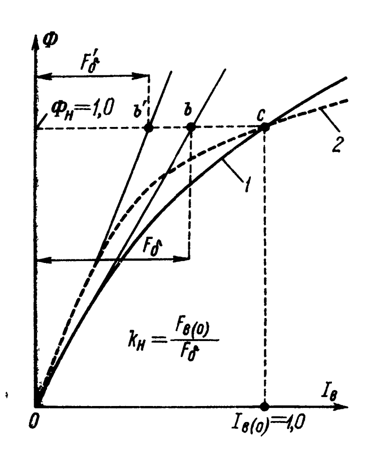


Рис. 8-1. Типичные магнитные характеристики ($Ф_н$ — поток при номинальном напряжении $U_н$ в режиме холостого хода; $k_н$ — коэффициент насыщения)

Рис. 8-2. Внешние характеристики генераторов постоянного тока

в якорной цепи генератора и уменьшения потока Ф под действием реакции якоря. Ток короткого замыкания генератора ($I_{кз}$) при $U=0$) в несколько раз превышает номинальный ток машины $I_н$.

При параллельном возбуждении генератора и постоянном сопротивлении цепи возбуждения внешняя характеристика имеет петлеобразную форму (кривая *2*). Когда проводимость нагрузочной цепи равна нулю, получается режим холостого хода: $I=0$ и $U=U_н$. Возрастание проводимости вызывает повышение тока I и уменьшение напряжения U. Снижение напряжения получается бóльшим, чем в предыдущем случае, так как при параллельном возбуждении при уменьшении U снижается и ток возбуждения $I_в$. При $I>I_{кз}$, например при токе I_1 кривая *2* дает два значения напряжения: U' и U''. При этом U' соответствует меньшей проводимости нагрузочной цепи, а U'' — большей (при том же токе нагрузки).

Наибольший (критический) ток $I_{кр}$ генератора при возбуждении, соответствующем $U_н$ в режиме холостого хода, несколько больше номинального тока. Ток короткого замыкания $I_{кз}$ вызывается наличием остаточного магнетизма машины и получается очень небольшим — примерно $0{,}1I_н$.

Генератор со смешанным возбуждением имеет две внешние характеристики. При согласном включении параллельной и по-

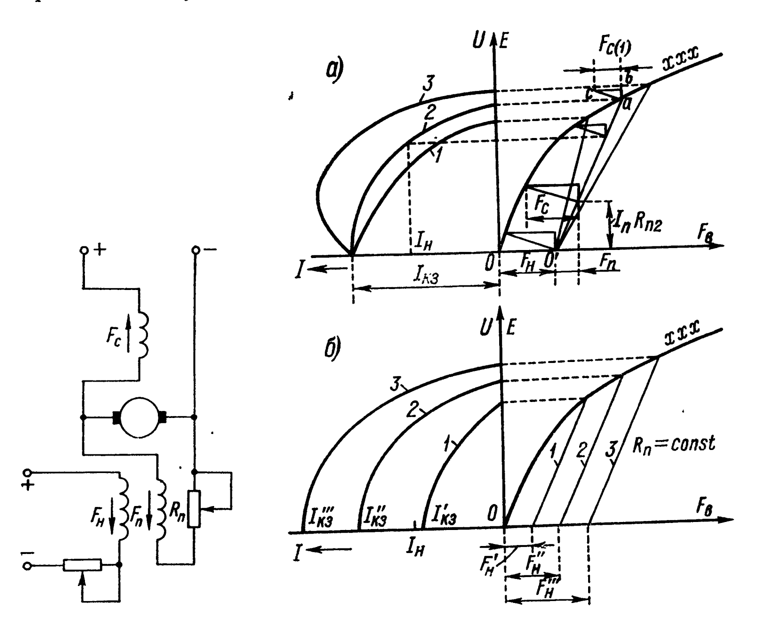


Рис. 8-3. Принципиальная схема трехобмоточного генератора

Рис. 8-4. Построение внешних характеристик трехобмоточного генератора при постоянной частоте вращения: *а* — при постоянном независимом возбуждении и переменном $R_п$; *б* — при постоянном $R_п$ и переменном возбуждении

следовательной обмоток возбуждения внешняя характеристика (кривая *3*) располагается выше характеристики генератора с независимым возбуждением. Внешняя характеристика генератора при встречном (дифференциальном) включении обмоток возбуждения представлена кривой *4*.

Кривые *1'*, *2'*, *3'* и *4'*, показанные на рис. 8-2 штриховыми линиями, представляют собой полезную мощность P в функции нагрузочного тока I при различных способах возбуждения.

Для поддержания постоянного напряжения на зажимах машины при изменении нагрузки или для регулирования напряжения изменяется соответствующим образом ток возбуждения.

На электроподвижном составе широко применяются трехобмоточные генераторы (рис. 8-3).

Внешняя характеристика трехобмоточного генератора (рис. 8-4) имеет падающий характер, причем ей может быть придан различный вид в зависимости от сопротивления цепи параллельной обмотки возбуждения.

Начальная точка (рис. 8-4) каждой внешней характеристики *1, 2, 3* (при $I=0$) определяется пересечением характеристики холостого хода генератора при данной частоте вращения n и прямой $O'a$, изображающей сумму н. с. независимой $F_н$ и параллельной $F_п$ обмоток. При постоянном значении н. с. обмотки независимого возбуждения, но разных значениях сопротивления цепи параллельной обмотки $R_п$ получаются внешние

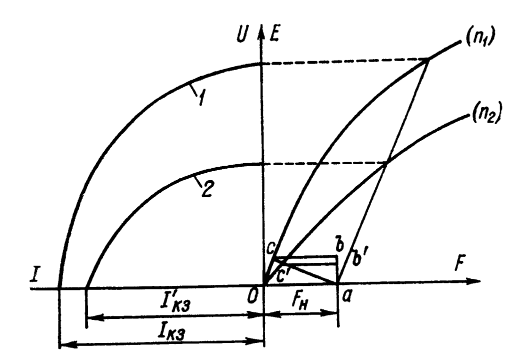


Рис. 8-5. Построение внешних характеристик при частоте вращения n_1 и n_2

Рис. 8-6. Внешние характеристики генератора последовательного возбуждения

характеристики (*1, 2, 3*) различной формы с общей для всех трех кривых точкой короткого замыкания, так как значение $I_{кз}$ пропорционально н. с. обмотки независимого возбуждения (рис. 8-4, *а*). Используются обычно характеристики вида *1* и *2*. Построение характеристик производят по способу, известному из общего курса «Электрические машины», пользуясь характеристичным треугольником *a b c*. В нем катет *ab* соответствует $I_н \Sigma R$; катет *bc* представляет собой размагничивающую н. с. F_c последовательной обмотки при номинальном токе машины. Здесь ΣR — сопротивление якорной цепи машины, а $F_c = w_c I_н$, где w_c — число витков, приходящееся на полюс последовательной (сериесной) обмотки.

Если $R_п$ остается постоянным по значению, а изменяется н. с. обмотки независимого возбуждения (рис. 8-4, *б*), то изменяется напряжение при $I=0$ и ток короткого замыкания.

При изменении частоты вращения (рис. 8-5), например при уменьшении n от n_1 до n_2, получается внешняя характеристика *2*, расположенная ниже характеристики *1*. Несмотря на то, что н. с. $F_н$ принята того же значения, ток $I'_{кз}$ получится немного

меньше, чем при $n=n_1$, как следует из построения треугольников короткого замыкания для обеих характеристик.

Трехобмоточные генераторы применяются на тепловозах с регулированием дизеля путем снижения его скорости при уменьшении мощности, потребляемой тяговыми двигателями.

Внешняя характеристика генератора с последовательным возбуждением $U=f(I)$ при $n=\text{const}$ получается из кривой э. д. с. машины (кривая $1'$ на рис. 8-6) построением характеристического треугольника abc для различных значений тока нагрузки. В нем катет ab представляет собой $I\Sigma R$ в якорной цепи машины, а катет bc — продольно действующую н. с. реакции якоря (рис. 8-6). При $I=0$ э. д. с. создается вследствие наличия остаточного магнетизма; она очень незначительна.

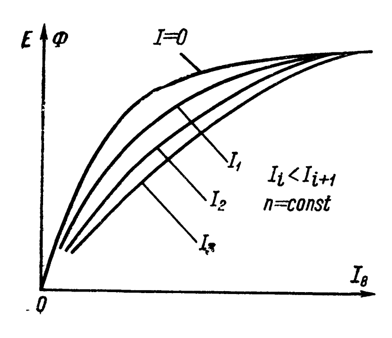


Рис. 8-7. Нагрузочные характеристики

Кривая 1 представляет собой внешнюю характеристику машины в генераторном режиме при полном числе витков обмотки возбуждения ($\beta=1{,}0$), кривые же 2 и $2'$ — при $\beta=0{,}5$.

Чем меньше степень возбуждения, тем меньше $I_{\text{кз}}$ машины. Так же действует и снижение частоты вращения.

Тяговые электрические машины последовательного возбуждения в генераторном режиме используются исключительно при электрическом (динамическом) торможении.

Нагрузочные характеристики (рис. 8-7) учитывают влияние реакции якоря на значение полезного магнитного потока и падение напряжения в цепи якоря. Они снимаются опытным путем при постоянной частоте вращения или же рассчитываются. Характеристика холостого хода является частным случаем нагрузочной характеристики, когда ток нагрузки $I=0$.

На грузовых тепловозах СССР регулирование работы главного генератора выполняется специальным возбудителем, вращающимся с постоянной частотой (§ 10-4). Внешняя характеристика возбудителя должна являться регулировочной характеристикой генератора. Генератор должен иметь на каждой из рабочих позиций контроллера внешнюю характеристику, близкую к гиперболе. Поэтому для нахождения требуемой внешней характеристики возбудителя в качестве исходной следует взять внешнюю характеристику генератора [9].

Пусть кривая 1 (рис. 8-8) соответствует требуемой внешней характеристике генератора. Если прибавить к напряжению U_i для произвольного тока генератора I_i падения напряжения $I_i\Sigma R$ в якорной цепи генератора и падение напряжения $\Delta U_{\text{щ}}$ под

щетками на коллекторе, то получится э. д. с. генератора E_i при токе I_i. По нагрузочной характеристике для тока I_i ((I квадрант, рис. 8-8) находится ток возбуждения $I_в$ генератора. Этот ток является током якоря возбудителя, когда генератор должен

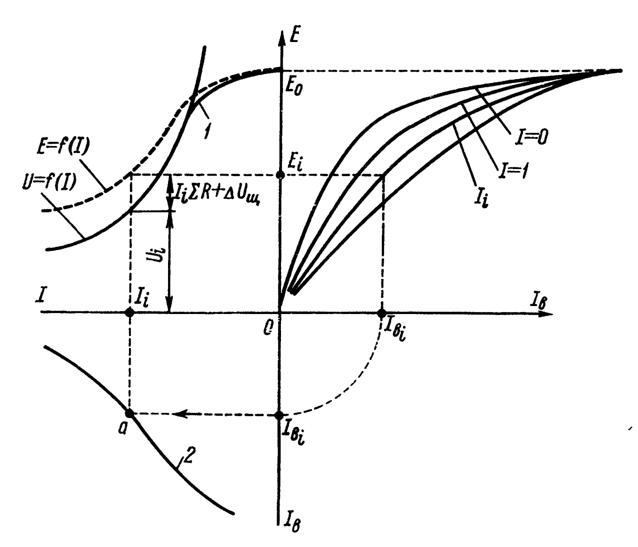


Рис. 8-8. Построение внешней характеристики возбудителя тепловозного генератора

работать при токе I_i. Таким образом найдена точка *a* внешней характеристики возбудителя. Так же находят еще ряд точек (кривая *2*).

Б. Самовозбуждение машины постоянного тока

Рассмотрим процесс самовозбуждения машины с последовательным и параллельным возбуждением. С последним случаем приходится встречаться при оценке быстродействия возбудителей в мотор-генераторных электровозах. Первый же случай представляет интерес при изучении перехода машины из двигательного в тормозной режим.

Условиями самовозбуждения машины являются: 1) наличие остаточного намагничивания; 2) согласное с остаточным магнетизмом намагничивание машины за счет возникающего тока возбуждения; 3) достаточно высокая частота вращения. Первые два условия являются очевидными. Третье говорит о том, что э. д. с., индуктированная суммой остаточного магнетизма и поля, создаваемого обмоткой возбуждения, при заданной частоте вращения должна быть больше, чем падение напряжения в цепи обмотки возбуждения в произвольный момент процесса

самовозбуждения. Иначе говоря, характеристика холостого хода (рис. 8-9, кривая e) должна быть расположена выше характеристики $iR_в$ цепи возбуждения. Если пренебречь э. д. с. E'_0, вызываемой остаточным потоком намагничивания, т. е. положить, что характеристика холостого хода проходит через начало координат, то можно записать



$$\operatorname{tg}\alpha_\delta > \operatorname{tg}\alpha_в$$

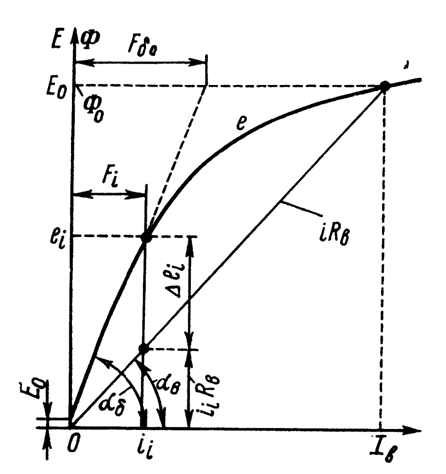


Рис. 8-9. К условиям самовозбуждения генератора параллельного возбуждения

Рис. 8-10. Схема самовозбуждения генератора: a — с параллельным возбуждением; $б$ — с последовательным возбуждением

или

$$i_iR_в < \frac{N}{a} \cdot \frac{pn}{60} \Phi_i.$$

Самовозбуждение происходит достаточно медленно, что позволяет пренебречь влиянием вихревых токов в станине, и тогда поток Φ_i, проникающий в якорь машины при токе возбуждения i_i, можно выразить через н. с. $F_i = i_i w$ и магнитное сопротивление зазора (§ 7-5). Можно написать для прямолинейной части магнитной характеристики

$$\Phi_i = i_i w \frac{\alpha \tau l_a}{0{,}8\, k_\delta \delta}.$$

Здесь w — число витков одной катушки возбуждения.
Тогда

$$i_iR_в < \frac{N}{a} \cdot \frac{pn}{60} i_i w \frac{\alpha \tau l_a}{0{,}8\, k_\delta \delta}.$$

Объединив и обозначив все постоянные параметры машины через

$$C_\Phi = \frac{N}{a} \cdot \frac{p}{60} \cdot \frac{\alpha\tau l_a}{0,8\,k_\delta \delta},$$

получаем

$$R_в < C_\Phi w n; \quad R_в/w < C_\Phi n. \tag{8-2}$$

При параллельном возбуждении левая часть неравенств (8-2) значительно больше, чем при последовательном. Поэтому самовозбуждение машины с параллельной обмоткой происходит при значительно большей частоте вращения.

Сами же схемы самовозбуждения машины как с параллельным возбуждением (рис. 8-10, *а*), так и с последовательным (рис. 8-10, *б*) принципиально одинаковы.

При параллельном возбуждении вследствие большой индуктивности обмотки возбуждения главных полюсов можно пренебречь индуктивностями обмотки якоря и обмотки добавочных полюсов. Кроме того, за малостью тока возбуждения i, являющегося в этом случае и током якоря, можно не учитывать влияние реакции якоря на значение потока главных полюсов. Наконец, можно допустить, что полезный поток равен потоку полюсов, т. е. $\Phi_i = \Phi$, и коэффициент рассеяния $\sigma = 1,0$.

Если остаточный магнетизм имелся и условие (8-2) соблюдено, то самовозбуждение произошло; процесс самовозбуждения заканчивается, когда i достигнет значения $I_в$, а э. д. с. e — значения E_0 (рис. 8-9). В любой же момент времени э. д. с. якоря e уравновешивается падением напряжения в активном сопротивлении $R_в$ рассматриваемой цепи и э. д. с., наводимой нарастающим потоком Ф в обмотке возбуждения. Влиянием вихревых токов, как было указано, пренебрегают. Таким образом,

$$e = R_в i + 2pw \frac{d\Phi}{dt}.$$

Здесь значение э. д. с. e принимается из кривой холостого хода машины при заданной частоте вращения n для текущего значения тока i.

Введем обозначение (рис. 8-11, *а*)

$$\Delta e = e - R_в i.$$

Тогда

$$\Delta e = 2pw \frac{d\Phi}{dt}. \tag{8-3}$$

Учтем также, что численное значение e пропорционально мгновенному значению потока Ф и что

$$\Phi/\Phi_0 = e/E_0,$$

где E_0 и Φ_0 — численные значения э. д. с. холостого хода и потока в установившемся режиме.

Из последнего выражения следует

$$\frac{d\Phi}{dt}=\frac{\Phi_0}{E_0}\cdot\frac{de}{dt}.$$

Подставив полученное выражение в (8-3), имеем

$$\Delta e=2pw\frac{\Phi_0}{E_0}\cdot\frac{de}{dt}=T\frac{de}{dt}. \qquad (8\text{-}4)$$

Здесь T можно назвать постоянной времени возбуждения.

$$T=2pw\frac{\Phi_0}{E_0}=120\frac{aw}{N}\cdot\frac{1}{n}. \qquad (8\text{-}5)$$

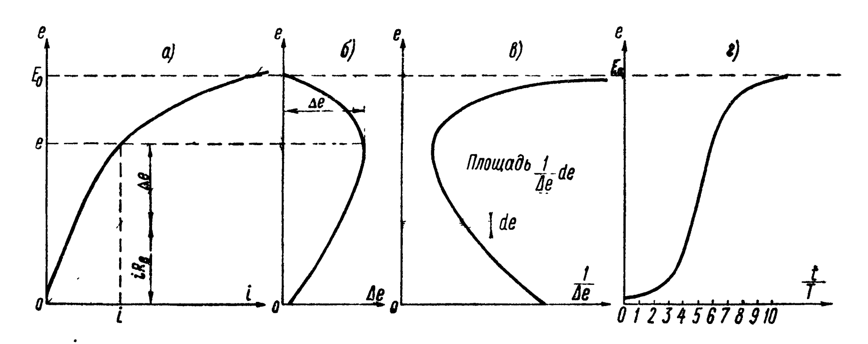


Рис. 8-11. К построению кривой самовозбуждения генератора постоянного тока: *а* — характеристика холостого хода; *б* и *в* — вспомогательные построения; *г* — кривая самовозбуждения

Для заданной частоты вращения T является величиной постоянной.

Выражение (8-4) можно проинтегрировать графически (рис. 8-11), решая его относительно времени t и выражая в долях T,

$$t=T\int_0^e\frac{1}{\Delta e}de. \qquad (8\text{-}6)$$

Исходя из рис. 8-11, *а* вычертим кривую Δe (рис. 8-11, *б*), а затем кривую $1/(\Delta e)$ (рис. 8-11, *в*). Площадь полоски на последней дает значение $\frac{1}{\Delta e}de$. Суммирование площадей таких полосок дает t/T, т. е. искомую величину (рис. 8-11, *г*).

Самовозбуждение генератора с последовательным возбуждением (рис. 8-10, *б*) рассмотрим для случая, когда его якорная цепь замкнута на внешнее безындуктивное сопротивление R.

Обозначим по-прежнему сумму всех сопротивлений цепи машины через $R_в$. Ввиду того что в этом случае процесс самовозбуждения протекает достаточно медленно, можно не учитывать влияние вихревых токов в станине. Кроме того, в большинстве практических случаев достаточно бывает установить время нарастания тока только до половины номинального значения тока якоря, поэтому можно не учитывать влияния реакции якоря на значение полезного потока машины и принять в качестве кривой холостого хода только ее прямолинейную часть. Оба приведенные допущения позволяют принять индуктивность якорной цепи машины, включая и катушки главных полюсов, постоянной и равной L. Тогда можно сказать, что для любого момента времени э. д. с. вращения e равна падению напряжения в якорной цепи, сложенной с э. д. с. самоиндукции, взятой с обратным знаком, т. е.

$$e = R_в i + L \frac{di}{dt}. \qquad (8\text{-}7)$$

Но в пределах прямолинейной части характеристики холостого хода индуктированная э. д. с. пропорциональна току возбуждения. Поэтому э. д. с. вращения выражается в виде

$$e = k_e i.$$

Коэффициент пропорциональности может быть определен из выражения

$$k_e = \frac{N}{a} \cdot \frac{pn}{60} w \frac{\alpha \tau l_a}{0{,}8\, k_\delta \delta}. \qquad (8\text{-}8)$$

Тогда вместо (8-7) можно написать

$$(k_e - R_в)\, i = L \frac{di}{dt}. \qquad (8\text{-}9$$

Введем обозначение

$$\frac{L}{k_e - R_в} = T. \qquad (8\text{-}10)$$

Это будет постоянная времени процесса самовозбуждения при заданных частоте вращения машины n и сопротивлении ее якорной цепи $R_в$.

Уравнение (8-9) с учетом (8-10) можно привести к виду

$$\frac{dt}{T} = \frac{di}{i}.$$

Отсюда

$$\frac{t}{T} = \int\limits_{i_{t=0}}^{i_{t=t}} \frac{di}{i}; \qquad \frac{t}{T} = |\ln i|_{i_{t=0}}^{i_{t=t}} = \ln \frac{i}{i_{ост}}$$

и, следовательно,

$$i = i_{\text{ост}} e^{t/T}. \quad (8\text{-}11)$$

Эта зависимость (рис. 8-12) для части кривой холостого хода, определяющей насыщение, принимает такой же вид, как и в предыдущем случае. Для получения всей кривой можно пользоваться тем же графическим определением, что и в предыдущем случае, если взять вместо кривой холостого хода нагрузочную характеристику.

Определение времени, за которое ток достигает половины своего номинального значения, сводится к решению уравнения

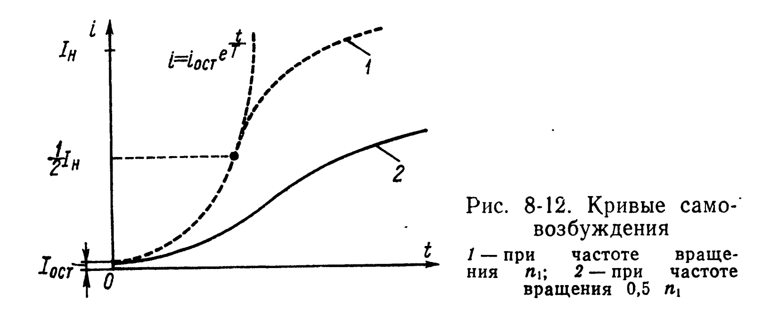


Рис. 8-12. Кривые самовозбуждения

1 — при частоте вращения n_1; 2 — при частоте вращения 0,5 n_1

(8-11) относительно времени. В результате получается

$$t_{0,5} = T \ln \frac{I_{\text{н}}}{2 i_{\text{ост}}}. \quad (8\text{-}12)$$

Начальный ток самовозбуждения — ток остаточного магнетизма — составляет для трамвайного двигателя около 0,02 $I_{\text{н}}$, а для крупных двигателей, станины которых отлиты из стали с повышенной коэрцитивной силой, около 0,05 $I_{\text{н}}$. Соответственно выражение (8-11) принимает вид

$$t_{0,5} = (3,2 \div 2,3)\, T. \quad (8\text{-}13)$$

Как показывают выражения (8-8) и (8-9), снижение частоты вращения существенно замедляет процесс самовозбуждения и снижает значение установившегося тока (кривая *2* на рис. 8-12).

Вследствие наличия вихревых токов в станине процесс самовозбуждения происходит медленнее, чем получается по формулам (8-6) и (8-13). Однако учет влияния вихревых токов не повышает точности расчета, так как исходные значения $i_{\text{ост}}$ и L трудно установить с точностью, большей $\pm 10\%$.

8-2. Двигательный режим машин постоянного тока

А. Построение рабочих характеристик

В современном тяговом электроприводе применяются электродвигатели всех родов тока, и работа их протекает во всевозможных режимах. Это приводит к необходимости понимания так называемых обобщенных характеристик электрических машин.

Некоторые механизмы или электрические генераторы, используемые на электроподвижном составе, требуют от приводного двигателя постоянства частоты вращения, а ряд других — регулирования частоты вращения по определенному закону. Иногда затруднены пусковые условия.

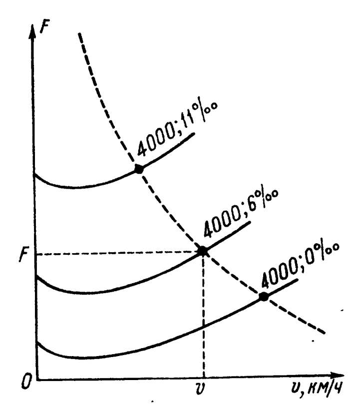


Рис. 8-13. Определение точек F и v установившегося режима для состава весом 4000 т

Принято различать три основных типа механических характеристик электродвигателей, т. е. зависимостей момента на валу от частоты вращения: синхронная или абсолютно жесткая; жесткая или шунтовая; и мягкая или сериесная. Абсолютно жесткую характеристику имеют только синхронные машины и синхронизированные асинхронные двигатели. Характеристику, приближающуюся к синхронной, могут иметь двигатели постоянного тока, даже при широком колебании питающего напряжения, со специальным исполнением обмотки возбуждения. Шунтовую характеристику имеют двигатели постоянного тока с независимым или же с параллельным возбуждением и асинхронные двигатели; сериесную — двигатели с последовательным возбуждением. Характеристики двигателей со смешанным возбуждением могут приближаться к сериесной и к шунтовой.

Для правильного выбора приводного двигателя необходимо знать так называемую механическую характеристику приводимого механизма. Последняя представляет собой графическую зависимость между частотой вращения и моментом, требуемым механизмом. Частота вращения и момент должны быть приведены к валу двигателя. Можно назвать три типа механических характеристик: 1) $M = \text{const}$ — характеристика постоянного момента; 2) $M = cn^2$ — вентиляторная характеристика; 3) $M = c/n$ — характеристика постоянной мощности.

Применительно к электроподвижному составу механические (нагрузочные) характеристики (рис. 8-13) принято представлять

в осях $v—F$. В качестве постоянных параметров на характеристиках указываются: масса поезда в тоннах и уклон пути, выраженный в промилле.

Точки пересечения нагрузочных характеристик с тяговыми (механическими) характеристиками локомотива дают состояние движения в установившемся режиме. На рис. 8-13 тяговая характеристика показана штриховой линией.

Б. Электромеханические характеристики

Из курса «Электрические машины» известно выражение для электромагнитного момента (Н·м) на валу машины

$$M = \frac{1}{2\pi} N \frac{I}{2a} 2p\Phi = C_м I\Phi, \qquad (8\text{-}14)$$

где

$$C_м = Np/(2\pi a) \qquad (8\text{-}15$$

есть коэффициент, объединяющий все постоянные величины машины, Н·м/(А·Вб); N — число активных проводников якоря; a — число пар параллельных ветвей обмотки якоря; p — число пар полюсов; Φ — магнитный поток двигателя на одну пару полюсов при заданном токе возбуждения, Вб.

При вращении якоря часть развиваемого вращающего момента затрачивается на преодоление трения и на магнитные потери. Эти общие потери снижают вращающий момент не более чем на 1,5—2%.

Из выражений для э. д. с. вращения якоря (8-1)

$$E = \frac{N}{a} \cdot \frac{pn}{60} \Phi = K_n n\Phi$$

и для тока якорной цепи

$$I = \frac{U - E}{\Sigma R}$$

получаем выражение для частоты вращения якоря

$$n = \frac{U - I\,\Sigma R}{K_n \Phi}. \qquad (8\text{-}16)$$

В этих формулах ΣR — сопротивление якорной цепи двигателя, U — напряжение на зажимах двигателя.

На основе выведенных зависимостей и магнитных характеристик построены электромеханические характеристики двигателей различных систем возбуждения (рис. 8-14). Для наглядности предположено, что двигатели имеют одинаковые якори и магнитные цепи и различаются только способами возбуждения. Следовательно, двигатели имеют одинаковые кривые на-

магничивания. Кроме того, все три двигателя имеют одинаковые номинальные данные ($P_н$ и $n_н$).

Кривые момента показывают, что для одного и того же вращающего момента M_1 двигатель с последовательным возбуждением потребляет из сети ток I_2, значительно меньший, чем ток I_1 двигателя с параллельным возбуждением. Это очень ценное для тягового двигателя свойство.

Двигатель со смешанным возбуждением имеет промежуточные свойства между свойствами двигателей двух других способов возбуждения. Двигатель уже при нулевой нагрузке, при работе вхолостую, имеет поток Φ_0, обусловленный н. с. параллельной обмотки. Из выражения (8-16) имеем

$$n = \frac{U}{K_n \Phi} - \frac{I \Sigma R}{K_n \Phi}. \quad (8\text{-}17)$$

Если допустить, что в режиме холостого хода ток I близок к нулю, а поток становится равным Φ_0, то для частоты вращения холостого хода двигателя со смешанным возбуждением получаем выражение

$$n_0 = \frac{U}{K_n \Phi_0}. \quad (8\text{-}18)$$

Эта величина выбирается в зависимости от технического задания в 1,5—2 раза более высокой по сравнению с номинальной частотой вращения.

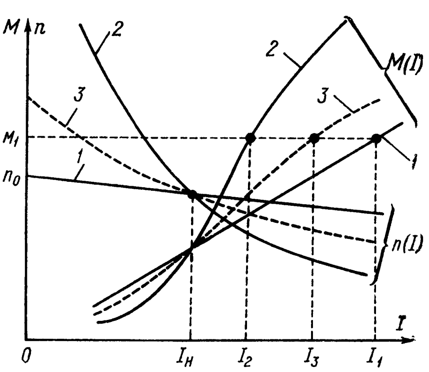


Рис. 8-14. Электромеханические характеристики двигателей

1 — с параллельным возбуждением; 2 — с последовательным возбуждением; 3 — со смешанным возбуждением

Для потока, равного по значению Φ_0, по основной кривой намагничивания определяется н. с. $F_п$ параллельной обмотки, и рассчитывается эта обмотка. Число витков, приходящееся на катушку обмотки последовательного возбуждения, определяется по формуле

$$w_с = \frac{F_{в.н} - F_п}{I_н}, \quad (8\text{-}19)$$

где $F_{в.н}$ — н. с. возбуждения при токе номинального режима, принимаемая из кривой намагничивания при $I = I_н$.

В. Регулирование частоты вращения

При всех способах возбуждения двигатели допускают регулирование частоты вращения изменением питающего напряжения U. Это осуществляется, в частности, в электроприводах тепловозов и в мотор-генераторных электровозах, где двигатели

питаются от тяговых генераторов. В схемах электровозов постоянного тока это выполняется различной группировкой двигателей в схеме. Если двигатели в преобразовательных электровозах однофазно-постоянного тока питаются через выпрямитель от трансформатора, то регулирование подведенного напряжения осуществляется трансформатором (§ 5-1).

В достаточной мере точный пересчет характеристики частоты вращения при изменении напряжения можно привести по формуле

$$n' = n \frac{U' - I \Sigma R}{U - I \Sigma R}. \tag{8-20}$$

Здесь U и U' — прежнее и новое напряжение; n — частота вращения при прежнем напряжении U и токе I; n' — частота

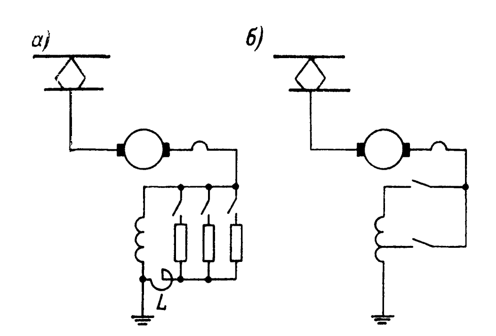


Рис. 8-15. Ослабление поля двигателей с последовательным возбуждением: *а* — посредством шунтирующих резисторов; *б* — секционированием

вращения при новом напряжении и том же токе I; ΣR — сопротивление якорной цепи.

В двигателях параллельного или смешанного возбуждения регулирование частоты вращения достигается изменением сопротивления реостата в цепи параллельной обмотки.

Существуют два основных способа регулирования частоты вращения двигателей с последовательным возбуждением: шунтирование обмотки возбуждения сопротивлением (рис. 8-15, *а*) и отключение части витков обмотки возбуждения (рис. 8-15, *б*). Кроме того, возможна их комбинация. В цепь шунтирующих резисторов включается индуктивность L — катушка со стальным расслоенным сердечником.

При секционировании катушек главных полюсов требуется несколько дополнительных выводов. Катушки возбуждения при этом получаются более сложными в производстве и менее надежными в эксплуатации, так как дополнительные выводы трудно надежно изолировать и закрепить. Поэтому обычно пользуются первым способом.

Сопротивление шунтирующих резисторов регулируется контакторами. Скоростные характеристики и кривые вращающего момента для шести ступеней ослабления поля приведены на

рис. 8-16. Цифры, проставленные около кривых, соответствуют степени возбуждения β, т. е. указывают значение тока, текущего по обмотке возбуждения, в долях тока якоря. Штриховая кривая 1 является коммутационной характеристикой при степени искрения $1^1/_2$. Эта кривая и прямая, параллельная оси абсцисс, для наивысшей частоты вращения двигателя $n_{макс} = 1625$ об/мин ограничивают значения допустимых токов и реализуемых при этом вращающих моментов.

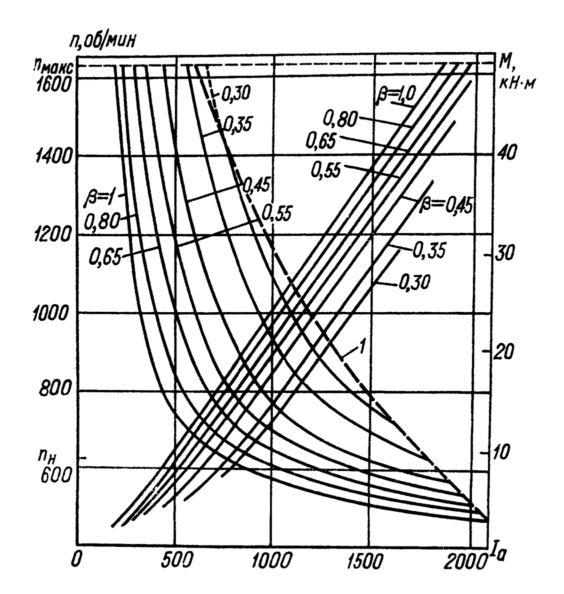


Рис. 8-16. Электромеханические характеристики двигателя типа SW-408 часовой мощностью 1120 кВт при частоте вращения 615 об/мин, напряжении 1500 В

Изучение влияния шунтирования и секционирования на частоту вращения и на значение вращающего момента двигателя можно провести совершенно одинаковым образом. При шунтировании значение β получается равным отношению проводимости $1/R_s$ катушек к полной проводимости цепи возбуждения, т. е.

$$\beta = \frac{1}{R_s} : \left(\frac{1}{R_s} + \frac{1}{R}\right) = \frac{R}{R_s + R}, \tag{8-21}$$

где R — сопротивление резистора, шунтирующего обмотку возбуждения. При секционировании

$$\beta = w_s'/w_s, \tag{8-21a}$$

где w_s' — число оставшихся витков на главных катушках; w_s — их полное число.

Таким образом, в обоих случаях можно себе представить, что через витки обмотки возбуждения идет β-я часть тока якоря. Тогда при заданной для полного поля характеристике $n = f(I)$ расчет характеристики при токе в обмотке возбуждения, равном βI, сведется к следующему. Если заданы

кривые потока в функции от тока возбуждения, то для произвольного тока I_1 отношение частоты n_1' при токе возбуждения βI_1 к частоте n_1, соответствующей полному току возбуждения, согласно уравнению (8-16), будет

$$\frac{n_1'}{n_1}=\frac{U-I_1\Sigma R'}{\Phi_1'}:\frac{U-I_1\Sigma R}{\Phi_1}=\frac{U-I_1\Sigma R'}{U-I_1\Sigma R}\cdot\frac{\Phi_1}{\Phi_1'}$$

или

$$n_1'=n_1\frac{U-I_1\Sigma R'}{U-I_1\Sigma R}\cdot\frac{\Phi_1}{\Phi_1'}. \tag{8-22}$$

Здесь Φ_1' — поток при токе βI_1 и сумма $\Sigma R'$ — сопротивления рабочей цепи двигателя с учетом уменьшения сопротивления цепи обмотки возбуждения. Последняя величина $\Sigma R'$ очень незначительно отличается от величины ΣR, и поэтому значение дроби $\frac{U-I_1\Sigma R'}{U-I_1\Sigma R}$ можно с достаточной степенью точности принимать равным единице.

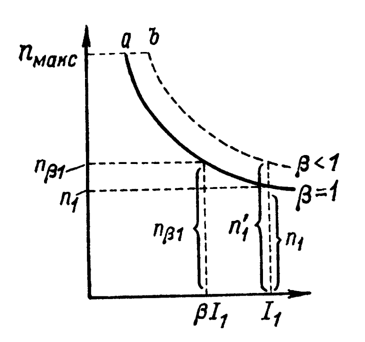


Рис. 8-17. К построению скоростной характеристики при шунтированной обмотке возбуждения

Если же кривая потока не задана, то искомое значение частоты вращения в первом приближении будет, согласно рис. 8-17, равным $n_{\beta 1}$, соответствующим току βI_1.

Уточняя результат с учетом отношения э. д. с. якоря при обоих режимах

$$\frac{E_1'}{E_{\beta 1}}=\frac{U-I_1\Sigma R'}{U-\beta I_1\Sigma R}, \tag{8-23}$$

получаем для произвольного значения тока

$$n_1'=n_{\beta 1}\frac{U-I_1\Sigma R'}{U-\beta I_1\Sigma R}. \tag{8-24}$$

Таким образом, от точки к точке может быть построена вся кривая частоты при заданном значении β. Оба приведенных вывода — выражения (8-22) и (8-24) — не учитывают очень незначительного повышения частоты вращения за счет некоторого увеличения размагничивающего влияния н. с. реакции якоря при ослаблении главного поля.

В цепь шунтирующих резисторов вводят индуктивность, для того чтобы при переходных процессах, связанных с отрывом токоприемника от контактного провода, распределение тока между обмоткой возбуждения и шунтом не слишком сильно отличалось бы от распределения при стационарном режиме. При безындукционном шунте вследствие сильного понижения индуктивности цепи двигателя (так как бóльшая часть индуктивного сопротивления приходится на долю катушек возбуждения) будет иметь место большой бросок тока при восстановлении питания, что может вызвать круговой огонь на коллекторе.

Пределы регулирования частоты вращения у двигателей последовательного возбуждения при ослаблении поля обусловливаются соотношением между н. с. реакции якоря $\alpha\tau A$, прихо-

дящейся на полюсную дугу, и падением магнитного напряжения в воздушном зазоре F_δ (рис. 8-18). По практическим данным при отсутствии компенсационной обмотки отношение $\frac{F_\delta}{0{,}5\alpha\tau A}$, носящее название коэффициента магнитной устойчивости, у двигателей с $u_{\text{к.ср}}$ (7-14) порядка 12—15 В не должно понижаться более чем до 0,6, у двигателей с $u_{\text{к.ср}}$ порядка 19 В это отношение не должно быть ниже 0,75.

Двигатели, имеющие компенсационную обмотку, допускают значительно большее ослабление поля — до степени возбуждения $\beta=0{,}15\div0{,}10$.

Двигатели смешанного возбуждения позволяют регулировать частоту вращения в более широких пределах вследствие возможности не только уменьшать поток двигателя, но и увеличивать его, усиливая ток возбуждения (правда, из-за условий повышения температуры лишь на короткие промежутки времени). При этом повышение потока дает снижение частоты вращения против номинальной примерно на 20%.

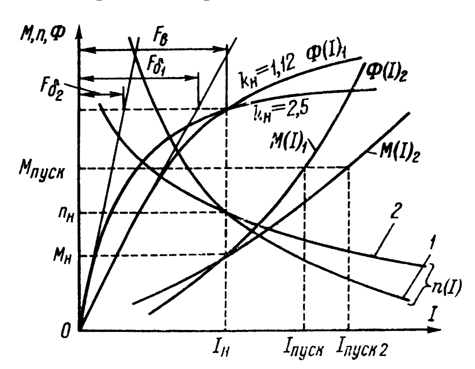


Рис. 8-18. Электромеханические характеристики

1 — при ненасыщенной магнитной цепи; *2* — при насыщенной магнитной цепи

Верхний предел частоты вращения определяется по соображениям механической прочности и из условий коммутации. Современные тяговые двигатели, например, строятся с окружными скоростями на якоре (при максимальной частоте вращения) до 70 м/с, а на коллекторе — до 54 м/с.

Двигатели без компенсационной обмотки, но с полюсами, имеющими эксцентрический зазор (рис. 4-10), позволяют довести мощность при $n_{\text{макс}}$ примерно до 0,6—0,65 длительной мощности машины.

На рис. 8-18 даны сравнительные характеристики *2* и *1* соответственно для сильно насыщенного двигателя и для двигателя со слабым насыщением магнитной системы. Менее насыщенный двигатель (коэффициент насыщения $k_{\text{н}}=1{,}12$) меньше перегружается по току при максимальной силе тяги и имеет бо́льшую частоту вращения при малой силе тяги, т. е. обеспечивает более высокую скорость на участках с легким профилем. Кроме того, пуск двигателя при заданных среднем пусковом моменте и числе пусковых ступеней происходит при значительно меньших бросках пускового тока I' (рис. 8-19).

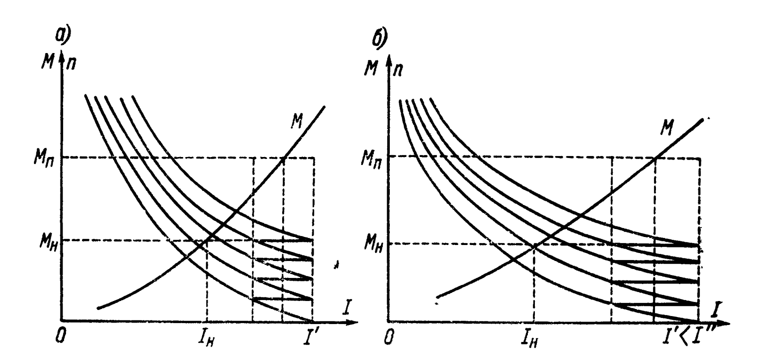


Рис. 8-19. Пусковые характеристики при насыщенной (*а*) и ненасыщенной (*б*) цепи двигателя

Рис. 8-20. Электромеханические характеристики электродвигателя ЭДТ-200А

Двигатели с низким использованием активных материалов и тихоходные, следовательно, и тяжелые, сравнительно легко позволяют получить большую мощность при $n_{макс}$, как, например двигатель, электромеханические характеристики которого представлены на рис. 8-16.

Хотя повышенное насыщение магнитопровода дает уменьшение массы двигателя, но к этому нельзя прибегать еще и потому, что оно ведет к значительному увеличению числа витков обмотки возбуждения и, следовательно, к добавочным потерям мощности. Обстоятельство это играет большую роль при проектировании тепловозных тяговых двигателей.

При расчете характеристик тепловозных тяговых двигателей, в отличие от электровозных, для каждого значения тока якоря определяется напряжение двигателя, при котором потребляемая мощность имеет постоянное значение. Обычно на характеристиках указывается вместо частоты вращения двигателя скорость движения локомотива $v_к$ и вместо вращающего момента $F_к$ — развиваемая двигателем сила тяги на ободе колеса. Такие характеристики называются электротяговыми. На примере таких характеристик (рис. 8-20) для тепловозного двигателя ЭДТ-200А видно, что на частоте вращения якоря двигателя сказывается не только изменение потока, вызываемое изменением тока, но и изменение напряжения на зажимах двигателя при работе на наивысшей позиции регулирования дизеля.

На электротяговой характеристике тепловозного тягового двигателя указывается и значение напряжения на зажимах двигателя, при котором обеспечивается постоянство потребляемой двигателем мощности (кривая $U_д$ на рис. 8-20). Кривые построены для диаметра колеса 1050 мм и передаточного числа зубчатой передачи $\mu=4,41$.

Г. К. п. д. и мощность двигателя

Кривая к. п. д. может быть определена расчетным или опытным путем. Зная к. п. д., строят кривую развиваемой мощности исходя из следующей формулы

$$P=UI\eta. \qquad (8\text{-}25)$$

8-3. Работа тяговых машин постоянного тока в тормозных режимах

В тормозном режиме потенциальная или же кинетическая энергия движущегося состава в тяговых двигателях превращается в электрическую энергию. В зависимости от того, как используется эта электрическая энергия, различают динамическое торможение (реостатное) и торможение с возвратом энергии в сеть (рекуперативное). В первом случае якорная цепь машин электроподвижного состава отключается от контактного

провода и замыкается на резистор, в котором и выделяется в виде тепла генерируемая энергия. Обычно в качестве тормозных резисторов используются пусковые резисторы. Во втором случае якорная цепь электрических машин остается подключенной к контактному проводу, и генерируемая энергия поступает в систему энергоснабжения.

Динамическим торможением электроподвижного состава пользуются в основном при необходимости полной остановки. На тепловозах динамическим торможением пользуются и для подтормаживания на спусках. Рекуперативное торможение электроподвижного состава раньше применялось только при подтормаживании на затяжных спусках, а в последнее время используется и для торможения составов при подходе к остановкам.

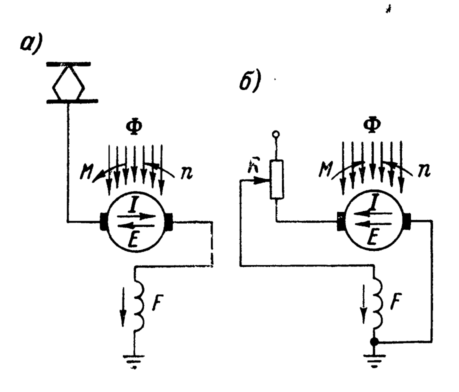


Рис. 8-21. Схема включения двигателя: *а* — при двигательном режиме; *б* — при динамическом (реостатном) торможении

Принципиальная схема подключения машины с последовательным возбуждением, работающей в генераторном режиме, на резистор R показана на рис. 8-21. При этом схема рис. 8-21, *а* соответствует схеме включения той же машины при работе ее в двигательном режиме. При переходе с режима тяги на режим торможения изменяется включение катушек главных полюсов по отношению к якорю (рис. 8-21, *б*), чтобы поток в машине, а следовательно, и э. д. с. якоря сохранили свое прежнее направление. Тогда ток, который будет течь в цепи катушек возбуждения, будет создавать намагничивающую силу, совпадающую с остаточным магнетизмом станины (§ 8-1, п. Б). При этом направлении тока будет создаваться момент, действующий встречно по отношению к направлению вращения,— т. е. тормозной момент. Регулирование тормозного тока, а тем самым и тормозного момента, производится изменением подключенного сопротивления (рис. 8-22, *а*). При снижении скорости движения для сохранения значения тормозного тока следует уменьшать сопротивление резистора (R_i на рис. 8-22, *а*), чтобы скомпенсировать переход на нижележащие внешние характеристики машины.

Внешние характеристики генератора с параллельным возбуждением при переходе на меньшую частоту вращения смещаются ближе к оси абсцисс (рис. 8-22, *б*). Действительно, напряжение генератора определяется формулой

$$U = E - I\sum R,$$

причем E — э. д. с. якоря, пропорциональная его частоте вращения. Следовательно, и в этом случае при снижении скорости движения состава для сохранения значения тормозного момента следует уменьшить тормозное сопротивление.

Машина с последовательным возбуждением при переходе ее в режим рекуперативного торможения должна быть включена на параллельное или независимое возбуждение от двигатель-генератора.

Существует большое число различных схем с отдельными возбудителями, отличающихся друг от друга местом возбудителя в схеме или же способом придания схеме свойства саморегулирования, чтобы при колебаниях напряжения контактного провода не получалось значительного изменения тока нагрузки и, следовательно, не возникали бы опасные броски значения тормозного момента.

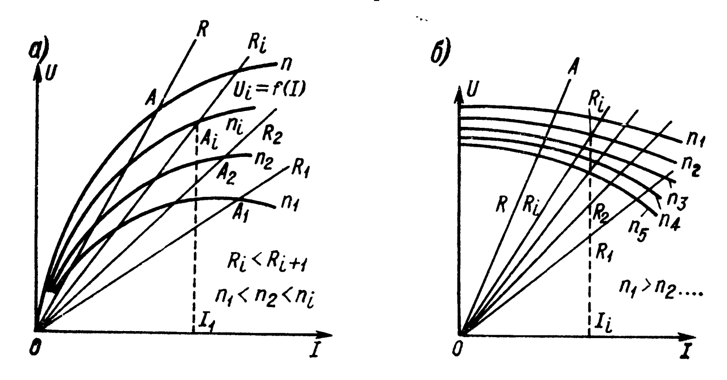


Рис. 8-22. Уменьшение тормозного сопротивления при снижении частоты вращения машины: *а* — для машины с последовательным возбуждением; *б* — для машины с параллельным возбуждением

В схеме, приведенной на рис. 8-23, роль такого стабилизатора выполняет резистор R, через который проходит сумма токов нагрузки I_a и возбуждения $I_в$.

При случайном возрастании тока нагрузки ослабляется поле машины, работающей генератором, вследствие возрастающего падения напряжения на стабилизирующем сопротивлении. Благодаря этому не происходит внезапного увеличения тормозного момента.

Рассмотренная схема (рис. 8-23) широко применяется в электровозах, построенных в СССР.

Работа двигателя в тормозном режиме устойчива, если при повышении скорости движения автоматически увеличивается тормозной момент. В более общем случае — в тех схемах, где в тормозном режиме работают несколько машин, подключенных

параллельно, работу считают устойчивой, если случайно возникающие малые нарушения равновесного состояния порождают в системе реакции, противодействующие этим нарушениям. Таким образом, схемы торможения с рекуперацией являются устойчивыми лишь пока наблюдается рост тормозного момента с увеличением частоты вращения.

Из рис. 8-22 видно, что машины как последовательного, так и параллельного возбуждения при реостатном торможении удовлетворяют этому требованию. В обоих случаях при случайном повышении скорости обусловливается более «высокая» внешняя характеристика. Таким образом, более высокой частоте вращения соответствует и больший ток, а следовательно, и больший тормозной момент.

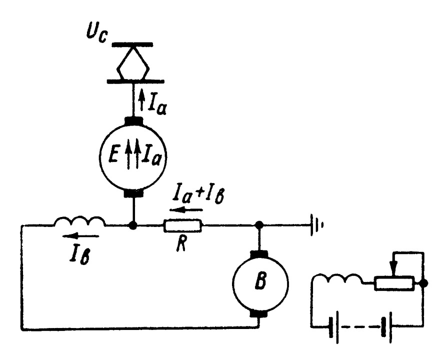


Рис. 8-23. Принципиальная схема включения двигателя последовательного возбуждения с возбудителем *В* и стабилизирующим резистором *R* (в режиме торможения с рекуперацией энергии)

Двигатель со смешанным возбуждением, подобно машине с параллельным возбуждением, чрезвычайно просто переходит в режим рекуперативного торможения. И при двигательном, и при генераторном режимах (рис. 8-24) схема его включения одна и та же. Направление тока в якорной цепи изменяется при небольшом повышении тока возбуждения $I_в$ или частоты вращения.

При переходе в генераторный режим последовательная обмотка возбуждения действует размагничивающим образом и, следовательно, уменьшает поток машины. При равенстве н. с. последовательной и параллельной обмоток возбуждения поток в машине исчезает и, следовательно, тормозной момент падает до нуля.

Кривая момента при росте $I_т$ проходит через некоторое максимальное значение, которое, как и ток, соответствующий этому значению, будет тем бо́льшим, чем большее возбуждение дает параллельная обмотка возбуждения. Торможение производится лишь при значениях тока, меньше значений, соответствующих максимальному моменту.

Кривую тормозного момента $M = CI\Phi$ можно построить, если задана кривая намагничивания машины и если известно число

витков параллельной $w_п$ и последовательной $w_с$ обмоток возбуждения. На рис. 8-25 показано это построение, выполненное исходя из представления, что тормозной момент пропорциона-

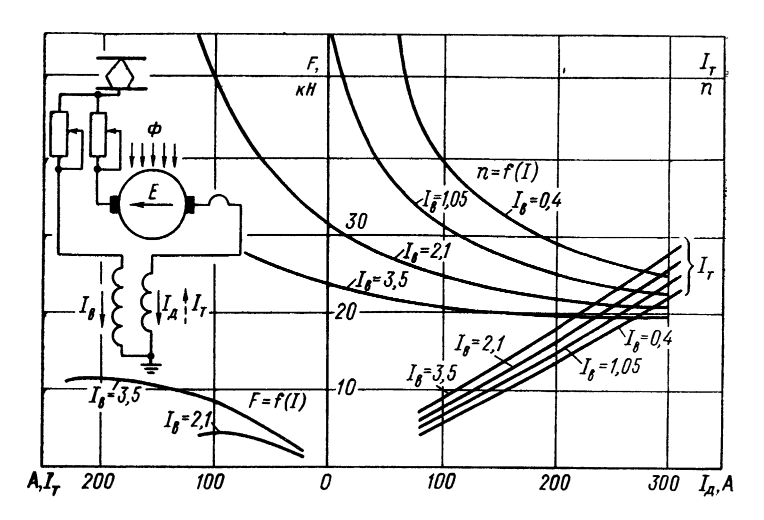


Рис. 8-24. Характеристики тягового двигателя смешанного возбуждения ДК-202Б

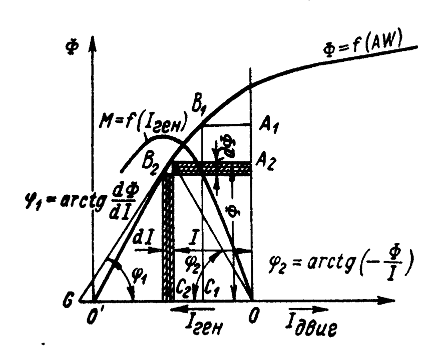


Рис. 8-25. Построение кривой тормозного момента для двигателя со смешанным возбуждением

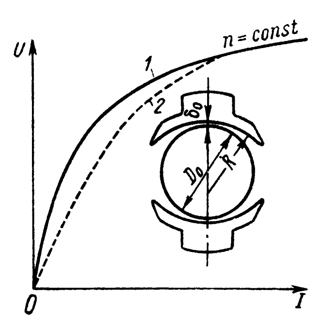


Рис. 8-26. Внешняя характеристика генератора с последовательным возбуждением

1 — при эксцентрическом и *2* — концентрическом очертании полюсного наконечника

лен площади прямоугольников $OA_1B_1C_1$, $OA_2B_2C_2$ и т. д., так как эти площади пропорциональны произведениям тока на поток. Отрезок $O'O$ предварительно откладывается равным тому току двигателя I_1, при котором н. с. последовательной обмотки равна н. с. параллельной обмотки. Влево от точки O отклады-

вается ток якорной цепи для генераторного режима, а вправо от нее — ток для двигательного режима. Масштаб для I определяется из условия

$$I_1 w_с = I_в w_п. \tag{8-26}$$

При этом условии $O'O$ действительно представляет собой ток

$$I_1 = I_в w_п / w_с. \tag{8-27}$$

Ток, при котором получается максимум момента M для заданного тока $I_в$, находится из условий

$$dM = d(CI\Phi) = 0 \text{ или } Id\Phi + \Phi dI = 0.$$

Откуда

$$\Phi dI = -Id\Phi.$$

Последнее уравнение может быть преобразовано в формулу

$$\frac{d\Phi}{dI} = -\frac{\Phi}{I}, \tag{8-28}$$

графически представленную на рис. 8-25 равенством углов φ_1 и φ_2.

Средняя точка основания полученного равнобедренного треугольника OB_2G определяет ток, удовлетворяющий уравнению (8-28). Максимальный момент находится затем по формуле (8-14).

Саморегулируемость в машине смешанного возбуждения обеспечивается благодаря встречному включению последовательной обмотки с параллельной или независимой. Например, при уменьшении напряжения контактного провода опасность резкого повышения тока предотвращается этой обмоткой, так как в начальное же мгновение роста тока она будет действовать размагничивающим образом. При повышении напряжения контактного провода ток испытывает стремление уменьшаться, но при этом вследствие снижения противодействующего влияния последовательной обмотки возрастает э. д. с. машины, и она удерживает ток почти на прежнем уровне. Изменение скорости движения состава как при понижении, так и при повышении напряжения контактного провода будет, таким образом, весьма незначительным.

Пределы регулирования скорости при торможении. Динамическим торможением пользуются главным образом при необходимости полной остановки состава. В таких случаях стремятся в течение всего процесса торможения иметь одно и то же значение тормозного усилия. Для двигателя с последовательным возбуждением это влечет за собой необходимость постоянства тормозного тока, что может быть представлено вертикальной линией внешних характеристик (рис. 8-22, *а*) генератора с последовательным возбуждением для разных частот вращения.

Как видно из этого рисунка, сопротивление резистора по мере падения скорости состава необходимо уменьшать.

Если торможение начинается при высокой скорости и с большим током (точка A на рис. 8-22, *а*), то напряжение на зажимах двигателя может возрасти против номинального более чем в два раза. У трамвайных двигателей $U=550$ В нередки случаи появления при реостатном торможении на зажимах двигателя $U=1200$ В. Если изоляция обмоток двигателя выбрана с учетом этого обстоятельства, то практически торможение может начаться при наибольших ходовых скоростях.

Наибольшее значение сопротивления резистора задается условием получения точки A_i — пересечения наклонной OR_i с соответствующей для данной скорости внешней характеристикой (рис. 8-22, *а*). Следовательно, угол наклона прямой OR_i не может быть бóльшим, чем угол наклона начальной части внешней характеристики машины. Для того чтобы получить малые токи торможения и, следовательно, малые значения тормозного момента, что необходимо для возможности подтормаживания на высоких скоростях, внешним характеристикам современных тяговых двигателей придают форму, изображенную на рис. 8-26: кривая *1* вместо кривой *2*, которая присуща двигателю с постоянным зазором. Это получается при эксцентрическом очертании полюсной дуги наконечника полюса (рис. 4-10).

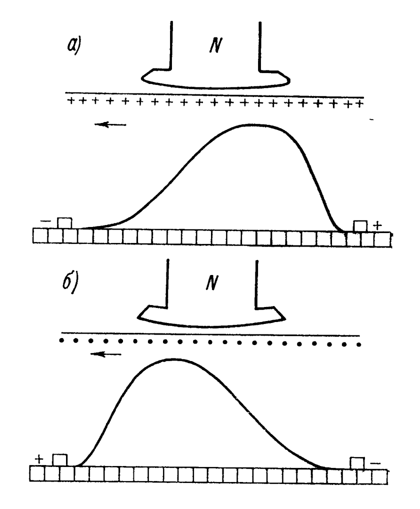


Рис. 8-27. Коллекторные кривые для двигательного (*а*) и генераторного (*б*) режимов работы

При рекуперативном торможении пределы регулирования скорости задаются пределами регулирования тока возбуждения и допускаемым по условиям коммутации соотношением между н. с. возбуждения и н. с. реакции якоря. Выше в § 7-2 были рассмотрены условия, определяющие безыскровую работу щеток в зависимости от разности потенциалов между соседними коллекторными пластинами. Для генераторного режима допустимы как большее уменьшение тока возбуждения, так и большее повышение относительного значения н. с. реакции якоря. Как видно из рис. 8-27, при работе машины в двигательном режиме пластины с наибольшей разностью потенциалов расположены ближе к сбегающему краю щетки; при генераторном же режиме пластины с максимальной разностью потенциалов

отдаляются от сбегающего края щетки. Следовательно, при работе машины в генераторном режиме щетки будут находиться в более благоприятных условиях, чем при двигательном режиме. Это и позволяет осуществить при работе машины в генераторном режиме более широкую регулировку магнитного потока.

В настоящее время для генераторного режима при эксцентрическом зазоре под главными полюсами машины можно считать допустимыми значения коэффициента магнитной устойчивости

$$\frac{F_\delta}{0{,}5\alpha\tau A} \approx 0{,}4 \div 0{,}5.$$

По данным завода НЭВЗ,

$$\frac{F_{z+\delta+a}}{\alpha\tau A} = 0{,}4 \div 0{,}5$$

даже для двигателей, не имеющих компенсационной обмотки.

Экономическая сторона применения как того, так и другого способов торможения сказывается в следующем: а) при реостатном торможении существенно снижается расход тормозных колодок, значительно реже наблюдаются случаи ослабления посадки бандажей на колесных центрах; б) при рекуперативном торможении к этим двум достоинствам присоединяется еще одно — огромное количество сбереженной электрической энергии.

При обоих видах торможения существенно возрастает безопасность движения поездов.

К недостаткам следует отнести повышение количества вспышек на коллекторе даже при рекуперативном торможении.

8-4. Двигатели постоянного тока в особых режимах работы

По сравнению с машинами, работающими на стационарных установках, тяговые двигатели подвержены более резким нарушениям нормальных условий эксплуатации. Зачастую неисправности в работе параллельно подключенных двигателей вызываются тем, что совместно работающие двигатели имеют характеристики скорости, не вполне совпадающие друг с другом. Бывают также неодинаковыми диаметры качения движущих колес, приводимых во вращение двигателями, работающими в зависимости от пусковых условий иногда в последовательном, иногда в параллельном подключении.

Нередки случаи, когда при трогании с места или даже на ходу колесная пара буксует, т. е. проворачивается относительно рельса. Особенно опасны последствия буксования, если двига-

тель, вращающий такое колесо, находится в последовательном электрическом соединении с двигателями небуксующих колес.

Наконец, и подводимое к зажимам двигателей напряжение подвержено значительным и порой очень резким колебаниям; возможны даже полные, правда кратковременные, но зато иногда повторные, отрывы цепи двигателя от источника питания. В основном приходится считаться со следующими особенностями питания: а) с возможностью внезапного резкого понижения или повышения номинального напряжения на 5—10%; б) с возможностью кратковременного нарушения питания (отрыв токоприемника от контактного провода); в) с возможностью внезапного включения питания быстродействующим выключателем при трогании с места.

Влияние расхождения характеристик и неравенства диаметров колес. Из-за естественных различий в свойствах материалов (литая сталь станины, электротехническая сталь сердечника якоря), а также размеров при обработке отдельных частей характеристики двигателей одного и того же типа, даже одной и той же партии, не вполне совпадают друг с другом. ГОСТ 2582—72 допускает отклонение значений номинальной частоты вращения отдельных двигателей, спроектированных до 1.07.1966 г., на $\pm 4\%$ и, спроектированных после этой даты, на $\pm 3\%$ от частоты, установленной при типовых испытаниях в номинальном режиме.

Допустим, что два двигателя приводят во вращение каждый свою колесную пару, причем диаметры качения обеих колесных пар совершенно одинаковы. Так как все тяговые двигатели данного экипажа находятся в механической связи друг с другом через движущие колеса и рельсы, то при заданном условии у обеих колесных пар получается одинаковая частота вращения.

При последовательном соединении обоих двигателей никаких заметных последствий не будет. Двигатели будут иметь неодинаковые э. д. с. якоря, соответствующие расхождению характеристик обеих машин. В этом же отношении будут находиться и развиваемые двигателями моменты вращения и мощности.

На рис. 8-28, *а* показаны отличающиеся друг от друга в пределах допусков характеристики двух параллельно включенных двигателей последовательного возбуждения. Из этого рисунка видно, что токи обоих двигателей для какой-то одной частоты вращения разнятся весьма незначительно.

Аналогичное построение для двигателей с параллельным возбуждением приведено на рис. 8-28, *б*, из которого видно, что для них разница в токах получается гораздо большей и достигает примерно 50%. Столь значительная разница в токах обусловит очень большую разницу в перегревах обмоток якорей двигателей. Еще хуже будет обстоять дело при меньших рабочих токах. Например, может случиться так, что двигатель с более «высокой» характеристикой будет нагружен током примерно

20 А, а другой двигатель перейдет в генераторный режим, т. е. будет тормозить свою колесную пару. Очевидно, что такого рода работа является недопустимой.

Частоты вращения осей обратно пропорциональны диаметрам кругов качения их колес. Допустим, что средний диаметр кругов качения колесной пары одного двигателя на 2% меньше среднего диаметра кругов качения колесной пары другого двигателя. При последовательном включении двух таких двигателей как с последовательным, так и с параллельным возбуждением не произойдет заметного нарушения распределения нагрузки

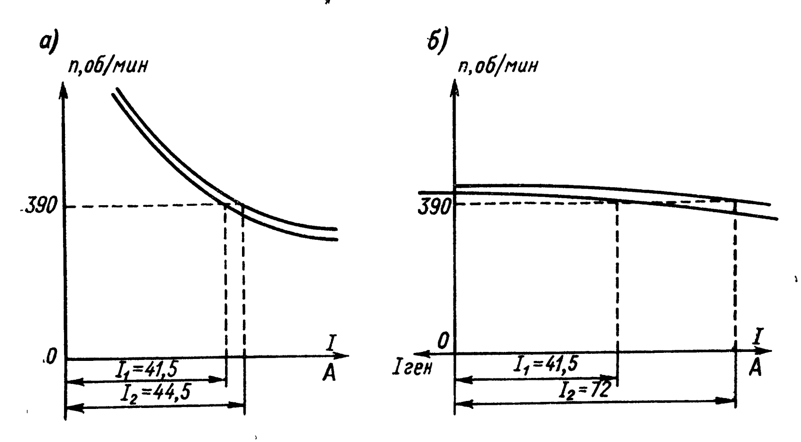


Рис. 8-28. Расхождение скоростных характеристик при параллельном включении двух двигателей: *а* — последовательного возбуждения; *б* — параллельного возбуждения

между ними. Вследствие равенства рабочих токов и полной идентичности характеристик, обусловливающих равенство потоков двигателей, работающих в паре, вращающие моменты обоих двигателей будут равны, и, следовательно, их мощности будут пропорциональны частоте вращения, т. е. будут расходиться лишь на 2%.

При параллельном включении двух двигателей с последовательным возбуждением получается следующее (рис. 8-29, *а*). Если частота вращения одного из пары двигателей равна n_1 (об/мин), то частота вращения другого будет

$$n_2 = \left(1 - \frac{\Delta}{100}\right) n_1, \tag{8-29}$$

где Δ — разность диаметров колесных пар, %.

Отложив на оси ординат скоростных характеристик двигателей n_1 и n_2, находим точки I_1 и I_2 того и другого двигателя. Разница в токах в этом случае у обоих сравнительно невелика — примерно того же порядка, как и разница в частотах

вращения. У двигателей с параллельным (независимым) возбуждением (рис. 8-29, *б*) разница в токах достигает 40% и даже более в зависимости от наклона характеристики $n=f(I)$. Если же учесть неизбежную в эксплуатации разницу характеристик, а также возможность установки на колесную пару, имеющую меньший диаметр, двигателя с более «высокой» характеристикой, то можно сделать вывод о недопустимости при-

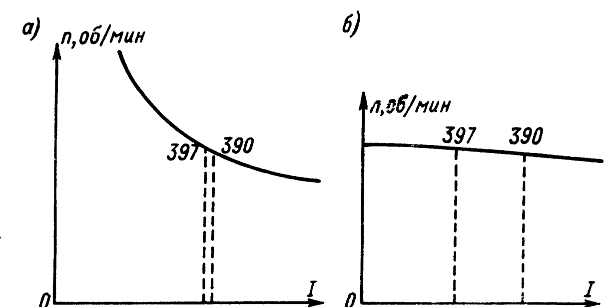


Рис. 8-29. Зависимость тока от диаметра колес в двигателях последовательного (*а*) и параллельного (*б*) возбуждения

менения двигателей с параллельным возбуждением на электроподвижном составе. В перспективе возможно использование двигателей с автоматическим регулированием тока возбуждения в зависимости от тока якоря.

Буксование колесной пары. Буксование может быть вызвано недостаточным сцеплением колеса с рельсом вследствие разгрузки данной движущей оси от вертикального давления.

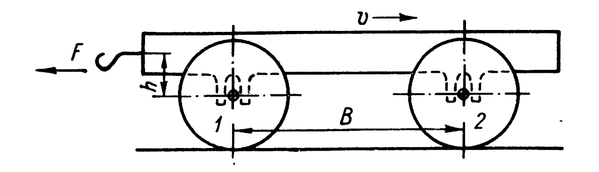


Рис. 8-30. Схема разгрузки передней оси при трогании с места

При направлении движения по стрелке v (рис. 8-30) получается пара сил с моментом Fh, который нагружает заднюю колесную пару *1* дополнительной силой, равной Fh/B, и соответствующим образом разгружает колесную пару *2*. Это может привести к потере сцепления передней колесной пары с рельсом и к буксованию. Влияние этих сил очень велико при трогании с места, так как в это время обычно осуществляются наибольшие допустимые по сцеплению тяговые усилия. Но буксование возможно и на ходу, на тяжелых затяжных подъемах, если имеют место толчки или заметная неравномерность хода. Этим вызываются колебания надрессорного строения, приводящие к изменению вертикального давления на отдельные движущие

колесные пары. Бывает, что буксование происходит из-за проскальзывания колесной пары при прохождении стыка, находящегося в неудовлетворительном состоянии.

Выясним последствия буксования одной из колесных пар при трогании с места простейшего электровоза, т. е. электровоза, имеющего лишь две движущие колесные пары (рис. 8-30), причем двигатели постоянно подключены последовательно.

В начальный момент пуска ток рабочей цепи двигателей определяется выражением

$$I_1' = \frac{U}{2\Sigma R + R_{по}}, \qquad (8\text{-}30)$$

где ΣR — сопротивление рабочей цепи одного двигателя, причем множитель 2 перед ΣR учитывает, что два двигателя подключены последовательно; $R_{по}$ — полное пусковое сопротивление.

Допустим, что этому току I'_1 соответствует вращающий момент M'_1 и что сила тяги F, возникающая под влиянием момента M'_1 обоих двигателей вызвала полную разгрузку передней колесной пары *2*. Она под действием момента двигателя приходит во вращение. Вследствие отсутствия сцепления с рельсом и незначительности момента инерции якоря вращение буксующей пары будет происходить с быстро повышающейся частотой. При этом ток в цепи буксующего двигателя начнет уменьшаться, так как в обмотке якоря будет возрастать э. д. с. E_2. Так что теперь ток будет определяться выражением

$$I = \frac{U - E_2}{2\Sigma R + R_{по}}. \qquad (8\text{-}31)$$

Значение E_2 может возрасти почти до напряжения, приложенного к обоим последовательно включенным двигателям. Ток I по мере роста э. д. с. E_2 падает до сравнительно небольшого значения.

В результате: 1) вследствие падения тока уменьшится момент, развиваемый и другим, не буксующим двигателем; 2) вследствие роста э. д. с. E_2 буксующий двигатель возьмет на себя почти все напряжение контактного провода; 3) частота вращения двигателя буксующей оси поднимается до очень высокого значения, определяемого почти полным напряжением контактного провода. Конечно, вследствие падения силы тяги F уменьшится пара сил Fh, что приведет к нагрузке передней колесной пары. При этом буксование может прекратиться, но после этого рассмотренные явления могут возникнуть вновь.

Двигатели, питаемые от статического преобразователя, как правило, подключаются все параллельно на полное напряжение, поэтому их частота вращения при буксовании не может подняться так высоко, как в случае двигателей электровозов постоянного тока на 3000 В. Двигатели же электроподвижного

состава железных дорог, электрифицированных на постоянном токе напряжением 3000 В, рассчитаны на половинное напряжение и, следовательно, включены всегда по два последовательно.

Повышение напряжения на зажимах буксующего двигателя почти до напряжения контактного провода (для двигателей, рассчитанных на частичное напряжение) может вызвать сильное искрение и даже вспышку на коллекторе; кроме того, вращение с большой частотой может вызвать обрыв бандажей обмотки якоря.

При параллельном включении всех двигателей буксование одной из колесных пар почти не сказывается на работу

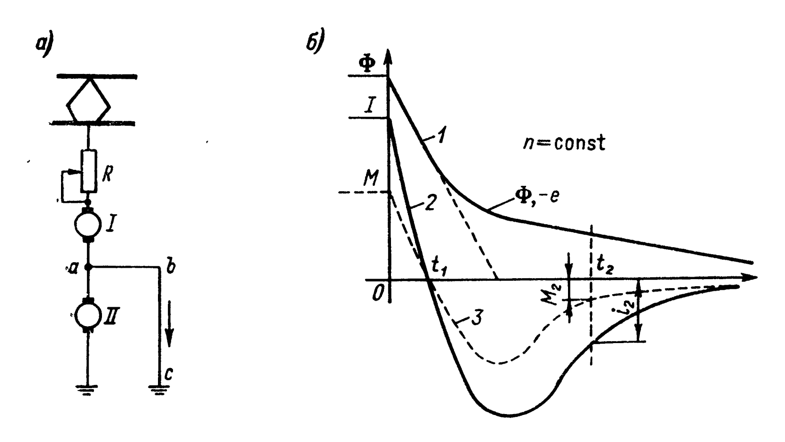


Рис. 8-31. Закорачивание двигателя: *а* — схема; *б* — переходный процесс

двигателей других колесных пар, так как возникающая при этом перегрузка остальных двигателей не будет значительной.

Внезапное короткое замыкание. В некоторых схемах при переходе с последовательного включения двигателей на параллельное происходит замыкание накоротко одного из двух двигателей, находящихся в последовательном включении. Как показывает схема (рис. 8-31, а), двигатель *II*, развивавший двигательный момент и вращающейся с частотой n, замыкается накоротко при $t=0$ проводом *авс*. При этом напряжение на двигателе *I* внезапно повышается, а на двигателе *II* становится равным нулю. Ток нагрузки двигателя *I* испытывает тенденцию к повышению, но пусковое сопротивление R, вводимое в его цепь одновременно с замыканием накоротко двигателя *II*, ограничивает это повышение.

Рассмотрим процесс, имеющий место в двигателе *II* при замыкании его накоротко. При уменьшении потока в цепи двигателя возникает э. д. с. самоиндукции e_L, которая будет стремиться сохранить ток прежнего направления, чему будет

противодействовать э. д. с. вращения якоря. Следовательно, в начальной стадии этого процесса будет иметь место двигательный режим. Но так как при рассматриваемом режиме отсутствует поступление электрической энергии извне, работа может совершаться только за счет запаса электромагнитной энергии в электрических контурах двигателя и механической энергии, получаемой машиной от движущей оси. Поток Ф двигателя, вначале быстро затухающий и создающий э. д. с. самоиндукции, достаточную для преодоления действия э. д. с. вращения e, с течением времени начинает затухать более медленно (кривая 1), что приводит к уменьшению мгновенных значений e_L. В то мгновение, когда e_L и э. д. с. вращения e уравновесят друг друга (t_1 на рис. 8-31, *б*), ток двигателя становится равным нулю. После этого э. д. с. вращения e становится больше, чем э. д. с. самоиндукции e_L. Ток в цепи (кривая 2) меняет свой знак и создает бросок момента (кривая 3), препятствующий вращению машины. Это будет момент генераторного режима. После достижения максимума он быстро уменьшается, так при $t_2 = (0{,}3 \div 0{,}5)$ с ток I_2 и момент M_2 достигают 0,1 номинального значения.

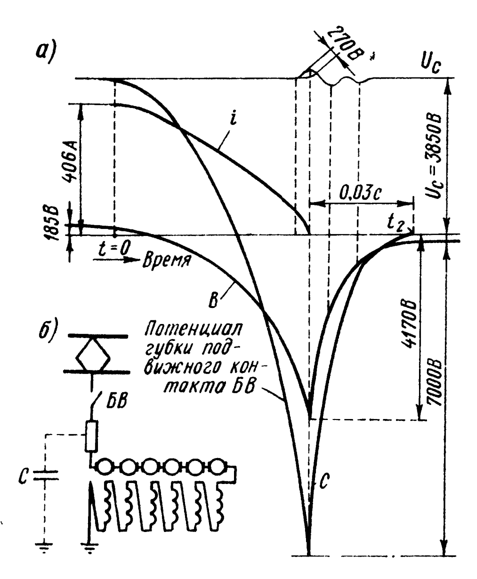


Рис. 8-32. Перенапряжения при внезапном обрыве цепи питания: *а* — осциллограмма изменения тока и напряжения; *б* — схема включения двигателя

Внезапный обрыв цепи питания. Если обрыв цепи питания сопровождается электрической дугой в месте разрыва (отрыв токоприемника), то в цепях двигателей не возникает сколько-нибудь опасных перенапряжений. Если же обрыв цепи питания совершается быстродействующим выключателем с сильным магнитным дутьем (*БВ* на рис. 8-32, *б*), то э. д. с. самоиндукции, возникающая в цепи двигателей, получает значения, в 4-5 раз превышающие приложенное напряжение. При этом разность потенциалов между контактами выключателя в момент времени t_1 может превысить пятикратное номинальное значение.

Физическая сторона этого процесса может быть описана следующим образом. При разрыве цепи тока в момент времени t_0 (рис. 8-32, *а*) э. д. с. самоиндукции стремится по закону Ленца сохранить ток, который был до обрыва, неизменным как по зна-

чению, так и по направлению. Контур для этого тока образуется через емкость C на землю всей цепи двигателей (рис. 8-32, *б*); в основном эта емкость определяется изоляцией аппаратуры управления. На всех токоведущих частях аппаратуры возникнут при этом обратные потенциалы. При пренебрежении колебательным процессом, связанным с обменом энергией между емкостью и индуктивностью рассматриваемой цепи, кривая разности потенциалов между отключенным контактом и землей имеет вид кривой C (рис. 8-32, *а*). Весь процесс практически успевает затухнуть за 0,1—0,2 с. Кривая B дает значение потенциала входного конца первой по схеме катушки возбуждения двигателей по отношению к земле (рис. 8-32, *б*). Разность потенциалов между размыкаемыми контактами быстродействующего выключателя *БВ* при принятом допущении представлена кривой C, но отсчеты значений, представляющих эту разность потенциалов, следует вести от линии, изображающей потенциал контактного провода U_c.

Внезапное включение. Некоторые кратковременные отключения приводят практически к полному исчезновению токов и потоков в двигателе. Вслед за каждым из таких исчезновений токов следует режим внезапного включения вращающегося двигателя на полное напряжение. Можно принять, что частота вращения при этом остается неизменной и что все магнитные поля в двигателе исчезли. Приложенное напряжение в начальное мгновение ($t=0$) уравновешивается только э. д. с. самоиндукции. Ток быстро нарастает, достигает наибольшего значения ($i_{макс}$), а затем спадает (рис. 7-11) до значения I, соответствующего установившему режиму. Физическая картина этого процесса, а также вызываемые им нарушения коммутации подробно рассмотрены в § 7-5.

В заключение об электромеханических характеристиках двигателей постоянного и выпрямленного тока следует заметить, что все графически представленные зависимости (n, Φ, M) были установлены в предположении постоянства питающего напряжения. При работе же на линии напряжение контактного провода при нагрузке изменяется, так же как и в преобразователях электроподвижного состава однофазного тока. Учет этих обстоятельств проводится при построении характеристик самих электровозов или электропоездов.

8-5. Свойства тяговых коллекторных двигателей однофазного тока последовательного возбуждения

По принципу действия однофазный двигатель с последовательным возбуждением ничем не отличается от обычного двигателя постоянного тока с последовательным возбуждением.

Правда, двигатель постоянного тока при работе от сети переменного тока будет сильно искрить, в особенности при пуске,

к. п. д. его будет низок и, кроме того, ток его будет очень заметно отставить по фазе от приложенного напряжения. Однако в отношении принципа создания вращающего момента по существу не вносится ничего нового.

Искрение объясняется тем, что в короткозамкнутых витках кроме обычной реактивной э. д. с. появляется трансформаторная э. д. с., вызванная изменением главного потока, так как коммутируемые секции, замкнутые щетками накоротко, пронизываются этим потоком. Снижение к. п. д. объясняется, во-первых, большими потерями от вихревых токов в станине и, во-вторых, повышенными магнитными потерями как в магнитопроводе, так и в зубцах якоря. Низкий коэффициент мощности в очень значительной мере обусловливается вихревыми токами в сплошной станине двигателя, большим числом витков катушек главных полюсов и наличием нескомпенсированного поля реакции якоря.

Для уменьшения вихревых токов магнитопровод статора в однофазных коллекторных двигателях выполняют шихтованным из листов электротехнической стали, как и в прочих машинах переменного тока. Для уменьшения самоиндукции якоря с целью повышения коэффициента мощности двигателя предусматривается компенсационная обмотка. Кроме того, для повышения коэффициента мощности уменьшают число витков в катушках главных полюсов двигателя, что становится возможным благодаря уменьшению зазора под главными полюсами ввиду наличия компенсационной обмотки. Возможность же перехода на меньший зазор объясняется тем, что при наличии компенсационной обмотки не приходится считаться с поперечным полем реакции якоря, искажающим основное поле двигателя.

Другой характерной особенностью однофазных тяговых двигателей с последовательным возбуждением является включение большого активного, а иногда и индуктивного сопротивления параллельно обмотке добавочных полюсов с целью компенсации трансформаторной э. д. с. в коммутируемых секциях обмотки якоря. Потери энергии в этом сопротивлении при номинальном режиме работы двигателя достигают 5—10% подведенной мощности.

С целью уменьшения трансформаторной э. д. с. двигатели выполняются многополюсными и поэтому с большим количеством щеток на коллекторе; осмотр щеток и их замена, несмотря на наличие поворачивающейся траверсы для щеткодержателей, неудобен и трудоемок. Напряжение для двигателей выбирается низким, поэтому получаются большие значения тока, что вызывает необходимость применения громоздкой и дорогой аппаратуры управления.

Однако, несмотря на указанные недостатки двигателей однофазного тока, в некоторых зарубежных странах они применяются в электрической тяге однофазного тока пониженной частоты вследствие:

1) возможности выбора повышенного напряжения в контактном проводе и понижения благодаря этому начальных капиталовложений на электрификацию железнодорожных линий, в особенности линий слабо загруженных (эта особенность привлекла внимание к этому роду тяги уже в начальный период развития электрических железных дорог);

2) экономичности и легкости регулирования ходовой скорости электровоза благодаря возможности регулирования напряжения, подводимого к двигателям, путем переключения числа витков вторичной обмотки трансформатора;

3) невозможности прямого воздействия на обмотки двигателя волн импульсов напряжения из контактной сети при атмосферных разрядах, так как двигатель отделен от контактной сети трансформатором, который легче выполнить грозостойким;

4) питания двигателей от низкого напряжения, что снижает вероятность повреждения обмоток при их отсыревании и загрязнении.

Всеми этими свойствами обладает система электрической тяги с полупроводниковыми преобразователями и тяговыми двигателями постоянного тока или асинхронными. Поэтому в нашей стране однофазные коллекторные двигатели в электрической тяге не применяются.

ГЛАВА ДЕВЯТАЯ

БЕСКОЛЛЕКТОРНЫЕ ТЯГОВЫЕ ЭЛЕКТРИЧЕСКИЕ МАШИНЫ

9-1. Современные бесколлекторные тяговые двигатели

Во введении были приведены основные принципиальные схемы включения бесколлекторных тяговых двигателей на автономном и электрическом подвижном составе (рис. В-5, В-6 и В-7).

Применение бесколлекторных двигателей на подвижном составе железнодорожного транспорта оказалось экономически обоснованным после появления малогабаритных, простых в обслуживании и надежных полупроводниковых преобразователей напряжения и частоты (гл. 6).

По сравнению с двигателями постоянного тока как вентильные двигатели (*ВД*), так и асинхронные (*АД*) обладают рядом общеизвестных нежелательных свойств: жесткой скоростной характеристикой, повышенной чувствительностью к колебаниям питающего напряжения, а применительно к железнодорожным условиям повышенной требовательностью к допустимым диаметрам кругов качения движущих колес. Этим обстоятельствам можно противопоставить следующее: благодаря применению

статических полупроводниковых преобразователей частоты и напряжения с соответствующими обратными связями в схеме автоматического регулирования бесколлекторных двигателей получают скоростные характеристики требуемой формы. Можно обеспечить и перегружаемость по моменту необходимой кратности; колебания напряжения на выходе современных статических преобразователей, от которых питаются бесколлекторные двигатели, не возникают. Эффект компаундирования создается системой связей между отдельными звеньями преобразователя. Повышенные требования к допускам диаметров движущих колес в значительной мере снимаются блочным питанием двигателей двухосных или трехосных тележек. Кроме того, при асинхронном приводе наблюдается «эффект прирабатывания» колес, если тяговые двигатели питаются от одного общего преобразователя.

К этому перечню соображений следует присовокупить характерные для бесколлекторных двигателей свойства: более высокую их надежность (нет коллектора); меньшую массу и габариты, что дает возможность при заданном диаметре движущего колеса встроить двигатель большей мощности; меньшую сложность эксплуатации и, наконец, ввиду значительно меньшего махового момента ротора асинхронного двигателя (чем в двигателе постоянного тока) меньшее воздействие на зубчатую передачу и на путь.

На опытных локомотивах за рубежом из бесколлекторных двигателей применяются только асинхронные двигатели трехфазного тока с короткозамкнутым ротором.

В СССР проводятся опыты применения как синхронных двигателей (так называемых вентильных), так и асинхронных. Можно ожидать, что применение бесколлекторных тяговых двигателей существенно повысит эффективность работы тяговых единиц и снизит расходы на их эксплуатацию.

По принципу действия и по своему устройству вентильный двигатель является синхронной машиной с вращающимся индуктором.

Вентильный двигатель, построенный на заводе НЭВЗ, выполнен (рис. 9-1) с двухслойной обмоткой *1* на статоре, соединенной в звезду. По устройству статора он не отличается от асинхронной машины, близкой по мощности. Магнитопровод статора *3* собран на внутренних ребрах литого корпуса *4* и спрессован двумя концевыми плитами. К особым приливам корпуса *5* на его боковой стороне прикреплены болтами два моторно-осевых подшипника. На другой боковой стороне корпуса расположены подвесное устройство и аварийные носики, подобные тем, что применяются в опорно-осевых коллекторных двигателях.

Сердечник ротора, выполненный из электротехнической стали, собран на втулке литой стали с радиальными ребрами

и спрессован двумя обмоткодержателями. На продолжении этой втулки насажен литой корпус *6*, на котором размещены контактные кольца обмотки возбуждения. Пакет ротора образует неявнополюсную систему с числом полюсов $2p=8$. Распределенная обмотка возбуждения *2* уложена в 48 радиальных пазах. Имеется также и демпферная медная короткозамкнутая обмотка. Стержни этой обмотки являются клиньями тех пазов,

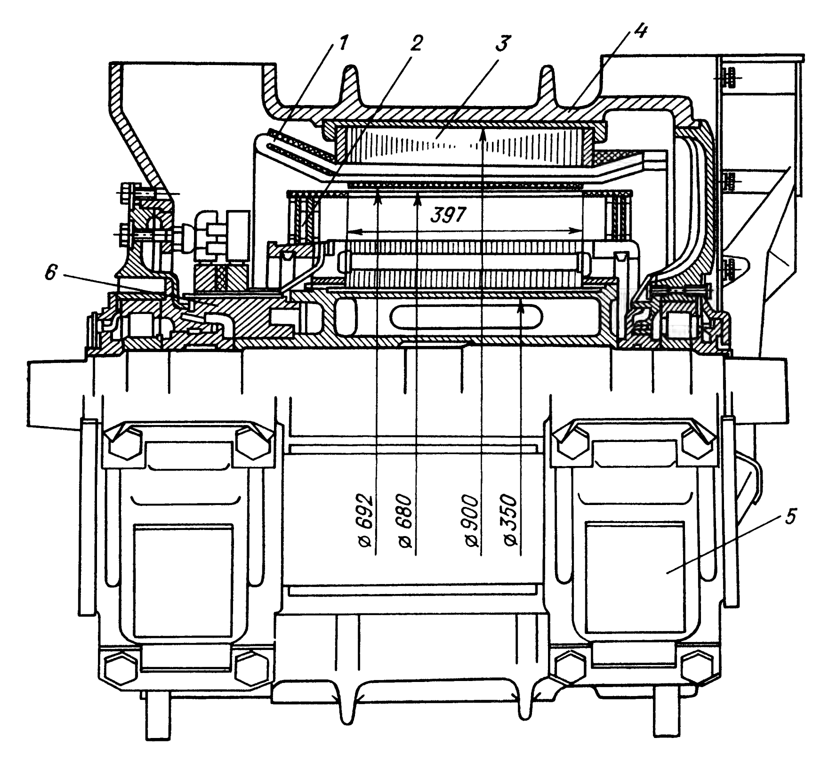


Рис. 9-1. Тяговый вентильный двигатель

в которые уложена обмотка возбуждения. Кроме того, на каждом из восьми полюсов расположены по два демпферных стержня. Лобовые части обмоток закреплены бандажами, являющимися одновременно и короткозамыкающими кольцами демпферной обмотки.

Втулка ротора насажена на вал; подшипники и подшипниковые щиты имеют обычную для тяговых двигателей конструкцию. На подшипниковом щите со стороны контактных колец закреплены детали токособирающего устройства.

Охлаждение двигателя осуществляется независимым вентилятором. Охлаждающий воздух с объемной скоростью

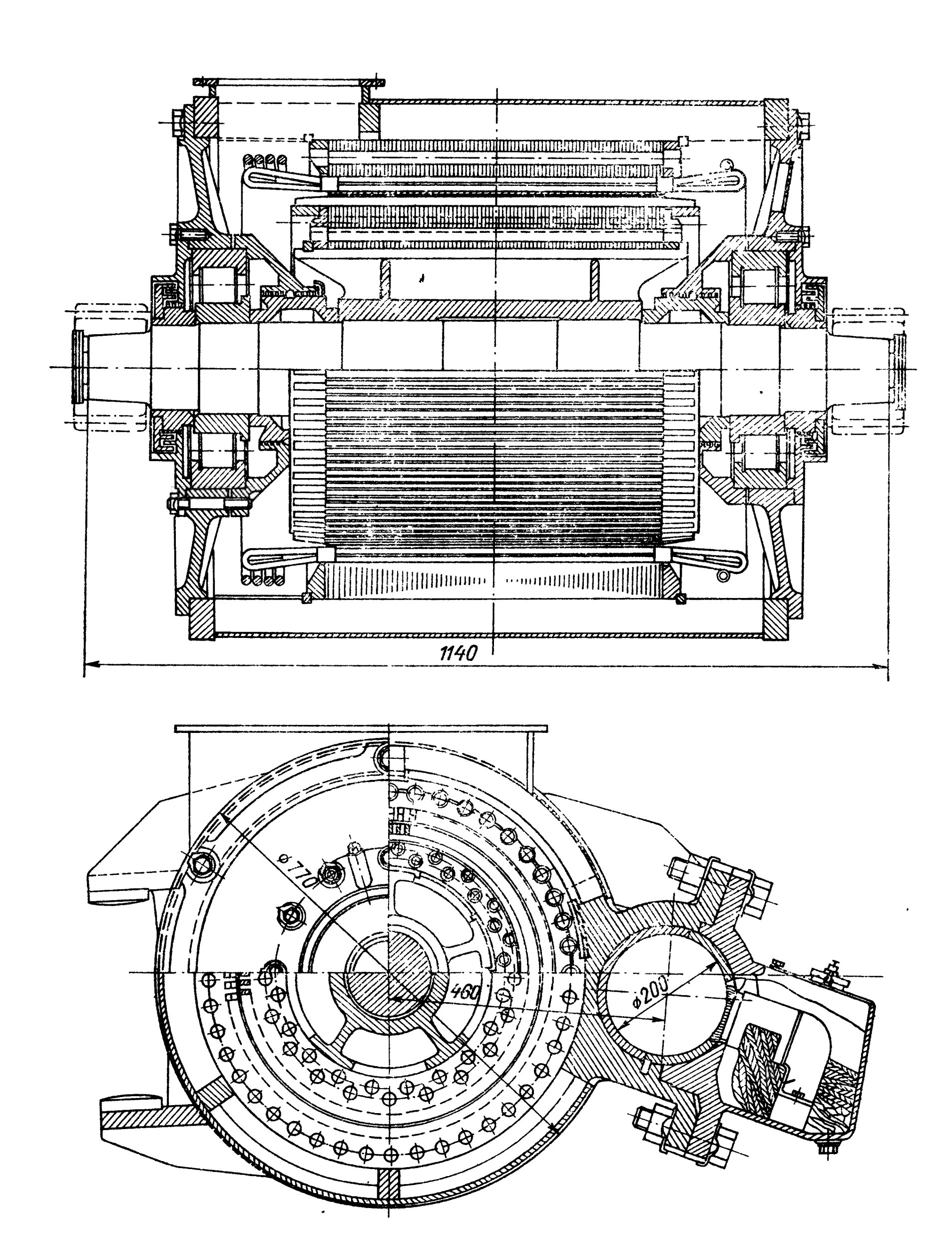


Рис. 9-2. Тяговый асинхронный двигатель с короткозамкнутым ротором

110 м^3/мин поступает со стороны контактных колец и выходит с противоположной стороны двигателя.

Номинальная мощность двигателя 1025 кВт при частоте вращения 1200 об/мин и частоте питания 80 Гц. Вращающий момент в номинальном режиме равен 8150 Н·м. Изоляция обмотки возбуждения и статора выполнена по классу *F*. Масса двигателя равна 4100 кг (с моторно-осевым подшипником, но без зубчатых колес); удельная масса 0,5 кг/(Н·м).

Асинхронные короткозамкнутые тяговые двигатели по внутреннему устройству (рис. 9-2) аналогичны обычным асинхронным двигателям соответствующей мощности общепромышленного применения. Обмотка ротора *АД* — беличья клетка, литая алюминиевая — в малых машинах, медная специального профиля — в мощных электровозных двигателях. Корпус двигателя и детали его крепления к раме тележки, а также моторно-осевые подшипники по конструкции сходны с аналогичными частями двигателей постоянного или выпрямленного тока соответствующей мощности и напряжения.

Асинхронные двигателя электропоездов исполняются самовентилирующимися со встроенными вентиляторами; двигатели электровозов и тепловозов имеет смысл охлаждать посредством независимых вентиляторов.

9-2. Особенности рабочего процесса двигателей

А. Вентильные двигатели

В силу тягового электропривода с вентильным двигателем входят: синхронный двигатель, вентильный коммутатор, сглаживающий реактор (*СР*), измеритель положения ротора двигателя. Принципиальная схема такого привода приведена на рис. 9-3. Напряжение вторичной обмотки трансформатора *1* преобразуется тиристорным коммутатором *2* в напряжение регулируемой частоты и подводится к обмотке статора синхронного двигателя *3*. Частота вращения двигателя и частота подведенного напряжения находятся в постоянном соотношении. Включение и выключение вентилей преобразователя частоты происходит в строгом соответствии с положением ротора *4*; с валом ротора связан измеритель его положения *5*, от которого сигналы поступают в устройство управления тиристорами *6*.

Несоответствие между положением ротора и моментом переключения тиристоров преобразователя частоты приводит к появлению тормозного момента.

При питании от сети переменного тока коммутация вентилей при низкой частоте осуществляется напряжением сети, а при более высокой частоте — за счет э.д.с. синхронного двигателя.

Рассмотрим особенности рабочего процесса вентильного двигателя. Зажимы обмоток статора поочередно подключаются

к линейному напряжению преобразователя. Ток протекает по каждой из фаз в течение одной трети периода преобразования. Для того чтобы образующаяся н. с. вращалась, например, против направления вращения часовой стрелки, протекание тока по фазовым обмоткам должно иметь порядок $AXZC$, затем $BYZC$ и т. д. (рис.9-4).

Распределение н. с. по полюсному делению машины при правильно спроектированной обмотке получается близким к сину-

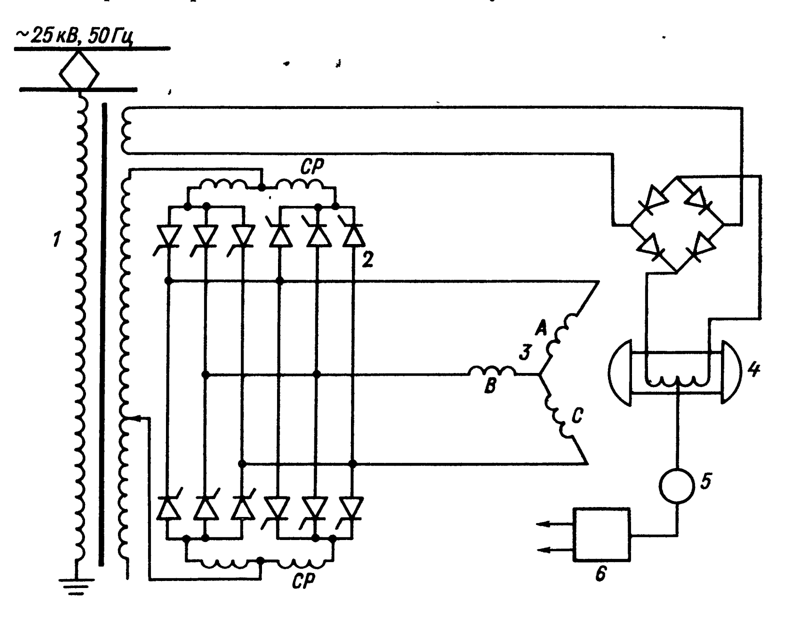


Рис. 9-3. Принципиальная схема электропривода с тяговыми вентильными двигателями

соидальному. При числе пазов на полюс и фазу (q), равном единице, н. с. одной фазы распределяется равномерно по дуге статора, равной 120°. Если принять ток фазы равным I_d, то амплитудное значение первой гармоники результирующей н. с. равно геометрической сумме н. с. включенных фаз, угол между которыми составляет 60° (рис. 9-4, a):

$$F_{AC}=\frac{4}{\pi}2I_d\frac{\sqrt{3}}{2}\cdot\frac{w_ф}{p}, \qquad (9\text{-}1)$$

где $w_ф$ — число витков одной фазы.

При указанном порядке подключения фаз получается н. с., вращающаяся в пространстве. В двухполюсной машине ($p=1$) такая н. с. в течение одного временного периода проходит 360°, т. е. совершает один оборот (рис. 9-4). Так как переключения обмотки совершаются шесть раз в течение одного периода тока,

то вращение этой н. с. происходит шестью скачками по 60°. Можно это движение при числе полюсов $2p$ рассматривать как вращение вектора н. с. со средней угловой скоростью

$$w = 2\pi f_1 \frac{1}{p} \cdot \qquad (9\text{-}2)$$

Система управления преобразователем выдает импульсы включения тиристоров очередной фазы через 1/6 периода, иначе говоря через 60°, как только на соответствующий угол перемещается магнитная ось ротора. Последняя отстает от результирующей н. с. статора на угол $\theta = 30°$.

На рис. 9-5 представлена совмещенная векторная диаграмма н. с. и э. д. с. вентильного двигателя с учетом того, что зазор в машине δ — величина постоянная (ротор гладкополюсный), а магнитная цепь слабо насыщена.

В каждой фазе статора два раза за период происходят переходные процессы включения и выключения, поэтому значение тока статора определяется переходным индуктивным сопротивлением фазы обмотки

$$I_d = U_л/(2x_c'). \qquad (9\text{-}3)$$

Активными сопротивлениями обмоток из-за их небольших значений при построении диаграмм пренебрегаем.

Векторная диаграмма построена для того мгновения, когда ток течет по фазам *AXZC* и должна подключаться фаза *BY* (рис. 9-4, *а*). Для этого момента можно принять, что ротор и его н. с., представленная вектором $\dot{F}_0$, и н. с. реакции якоря,

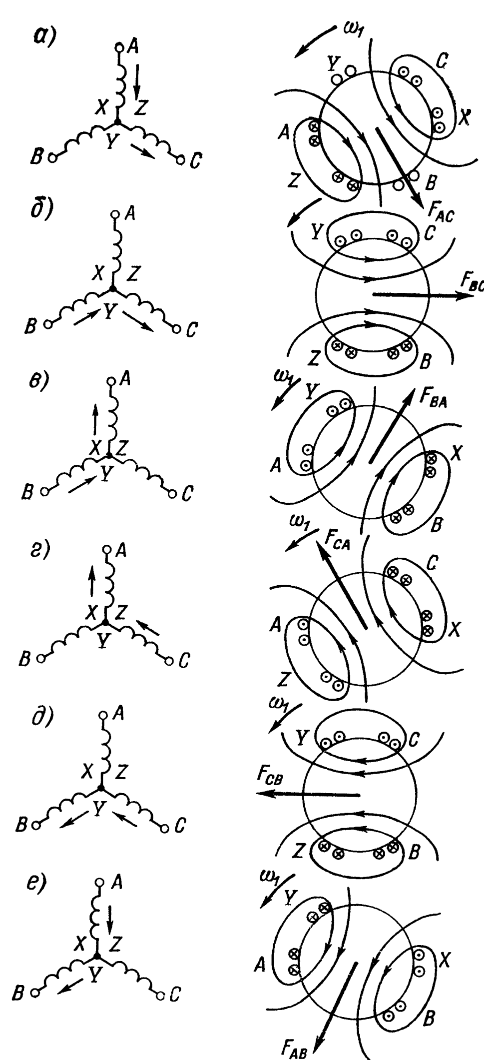


Рис. 9-4. Образование вращающейся н. с. в вентильном двигателе

представленная вектором $\dot{F}_a$, перемещаются синхронно с угловой скоростью ω_1 (рис. 9-5). Векторная сумма этих двух н. с. дает результирующую н. с. $\dot{F}_{рез}$, которая и создает магнитный поток $\Phi_{рез}$, увлекающий за собой ротор, создавая вращающий момент двигателя. В это мгновение максимальная индукция будет в зоне фазы AX, и поэтому одновременно с включением фазы BY встречная э. д. с. $E_{рез}$ в фазе AX становится большей, чем приложенное к ней сетевое напряжение. Под действием разности э. д. с. фаз AX и BY по их контуру начинает протекать ток в направлении, противоположном направлению тока в фазе AX до момента включения фазы BY. Процесс коммутации фазы AX к фазе BY завершается, когда ток в фазе AX уменьшится до нуля. Такой процесс коммутации происходит шесть раз за период последовательно в очередных фазах. Рассмотренная естественная коммутация, осуществляемая э. д. с. самого двигателя, становится возможной при $f \geqslant 5$ Гц, когда встречная э. д. с. становится достаточной по значению. При $f < 5$ Гц коммутация тиристоров осуществляется от напряжения сети.

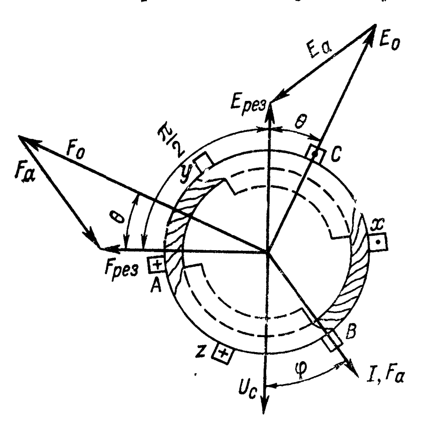


Рис. 9-5. Диаграммы н. с. и э. д. с. вентильного двигателя

Скачкообразный процесс перемещения вектора н. с. обусловливает пульсацию момента вращения с шестикратной частотой. Эти пульсации в тяговой практике не оказывают влияния на работу привода вследствие больших масс, приводимых в движение тяговыми двигателями. Однако скачкообразный процесс перемещения результирующего поля ставит очень серьезную задачу для системы управления тиристорами. Датчик частоты вращения должен в своем сигнале содержать и значение угла θ, так как от него зависит электромагнитный момент. Импульс на тиристор, подключаемый к очередной фазе, должен быть дан в то мгновение, когда момент вращения становится меньше своего среднего значения. Для двигателей, работающих на стационарную нагрузку, отрегулировать подачу импульса на тиристор с соблюдением требуемого углового взаиморасположения ротора и результирующего магнитного поля нетрудно. Но при характерных для работы тягового электропривода резких изменениях нагрузки регулирование сигналов датчика становится менее определенным.

При изменении направления момента, приложенного к валу, вентильный двигатель без каких-либо переключений в силовой

цепи автоматически переходит в режим торможения с рекуперацией энергии — в генераторный режим, если преобразователь допускает такой переход. При этом также происходит изменение знака угла θ. Ротор начинает опережать поле статора.

При работе машины в генераторном режиме срабатывание максимальной защиты вызывает на контактных кольцах ротора повышенное напряжение. Оно может на порядок превышать напряжение возбуждения в номинальном режиме. Для двигателей большой мощности (1500 кВт и выше) потребуется разрядное сопротивление, автоматически подключаемое к кольцам одновременно со срабатыванием защиты.

По своим характеристикам вентильный двигатель аналогичен машине постоянного тока, поэтому в научной литературе вентильный двигатель иногда называют бесколлекторным двигателем постоянного тока.

Б. Асинхронные двигатели

Применение асинхронных короткозамкнутых двигателей в качестве тяговых возможно только при питании их от преобразователя частоты и напряжения с соответствующими обратными связями в системе автоматического регулирования тяговым приводом. Такая система питания обеспечивает необходимые тяговые характеристики в широком диапазоне изменения частоты вращения двигателя. Регулирование частоты питания и напряжения осуществляется преобразователем в зависимости от требуемого режима работы.

Физический процесс образования н. с. в общем аналогичен процессу в вентильном двигателе, но отличается от него тем, что ток идет одновременно по трем фазам, причем в одной из них он в два раза больше, чем в двух других. Изменение токов в фазах, как и в вентильном двигателе, происходит скачками при отпирании и запирании вентилей инвертора (рис. 9-6, *а*).

Кривая распределения н. с. в воздушном зазоре получается ступенчатой, как это показано на рис. 9-6, *б*.

Кривая мгновенных значений фазного напряжения имеет почти такую же форму.

Отнесенная к одному полюсу н. с.

$$F = \frac{4}{\pi}\sqrt{2} I w_{ф} \frac{1}{p}. \qquad (9\text{-}4)$$

Действующее значение фазного напряжения на статоре двигателя

$$U_{ф} = \pi\sqrt{2} f_1 w_{ф} k_0 \Phi. \qquad (9\text{-}5)$$

где k_0 — обмоточный коэффициент.

При этом надо иметь в виду, что основная пространственная волна разложения н. с., а следовательно, и определяемая ею индукция в зазоре перемещаются не с постоянной угловой скоростью ω_1, а скачками по 60°.

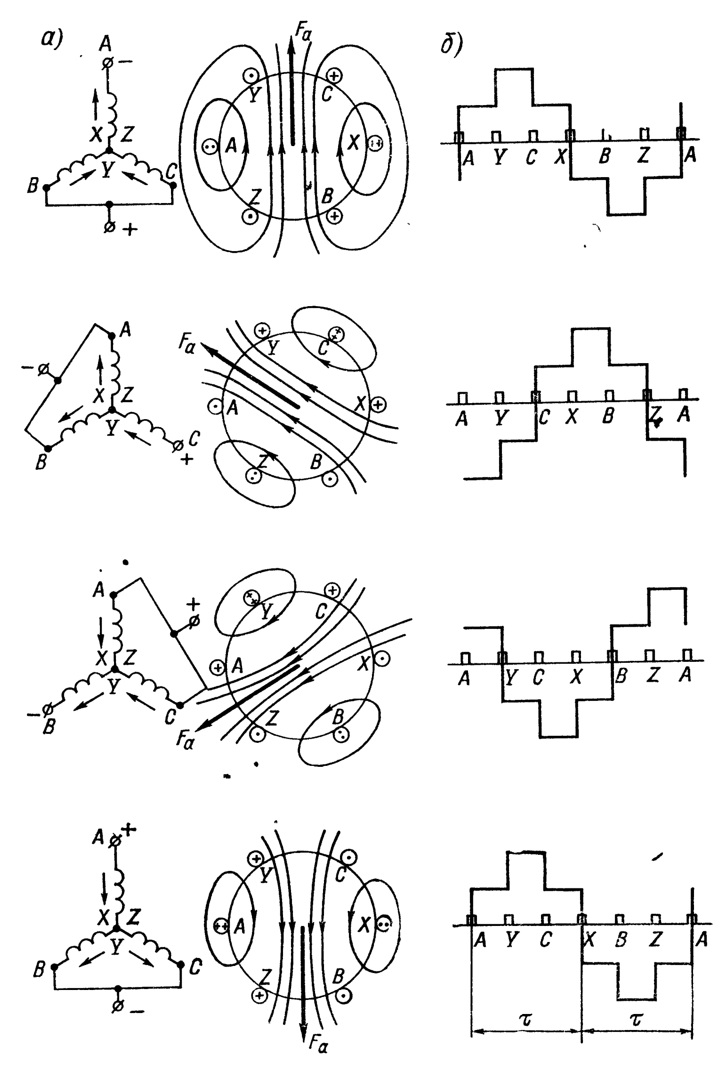


Рис. 9-6. Образование вращающейся н. с. в асинхронном двигателе

Данные исследования асинхронных двигателей при питании их от сети с синусоидальным изменением во времени напряжения и тока были сопоставлены с данными опытов, полученных

при питании тех же двигателей от полупроводникового преобразователя. Результаты сравнения показали, что расхождение характеристик получилось незначительным. Потери мощности при питании от тиристорных преобразователей возрастают на 15—20%.

9-3. Регулирование частоты вращения асинхронных тяговых двигателей

Частота питания тяговых двигателей регулируется от долей периода в секунду в начальное мгновение пуска — при трогании состава с места — до 200 Гц при достижении двигателем наивысшей частоты вращения, соответствующей максимальной эксплуатационной скорости движения состава (см. гл. 6).

Принципы частотного управления асинхронных двигателей при условии обеспечения неизменной перегрузочной способности и максимальных значений к. п. д. и коэффициента мощности установлены академиком М. П. Костенко [13]

$$\frac{U_1}{U_{1н}} = \frac{f_1}{f_{1н}} \sqrt{\frac{M_1}{M_{1н}}}, \qquad (9\text{-}6)$$

где U_1, f_1, M_1 — текущие значения напряжения, его частоты и вращающего момента; $U_{1н}$, $f_{1н}$, $M_{1н}$ — те же величины в номинальном режиме.

При этом сделаны следующие допущения: форма питающего напряжения синусоидальная, активное сопротивление обмотки статора равно нулю, магнитная цепь не насыщена.

При малых частотах активное сопротивление обмотки статора становится соизмеримым с индуктивным сопротивлением. Вследствие этого регулирование напряжения и его частоты на зажимах асинхронного тягового двигателя надо обеспечивать в соотношении [6]

$$\frac{E_1}{E_{1н}} = \frac{f_1}{f_{1н}} \sqrt{\frac{M_1}{M_{1н}}}, \qquad (9\text{-}7)$$

где E_1 и $E_{1н}$ — текущее и номинальное значения э. д. с. обмотки статора.

При поездной работе локомотива в общем случае различают три зоны регулирования (рис. 9-7): 1) режим пуска и разгона поезда; 2) режим постоянной мощности; 3) режим повышенной скорости с ослабленным магнитным полем.

При пуске (участок *1—2* и *1—2'* на рис. 9-7) должна обеспечиваться постоянная сила тяги, значение которой определяется ограничением по сцеплению между колесами и рельсами. В этом режиме э. д. с. двигателя и частота питания связаны зависимостью

$$E_1/f_1 = \text{const}. \qquad (9\text{-}8)$$

Тяговый двигатель при пуске должен развивать момент, превышающий его номинальное значение в 1,5—2 раза. Это достигается соответствующим выбором соотношений между напряжением и его частотой.

Э. д. с. $\dot{E}_1$ не может быть изменена непосредственно, так как

$$\dot{E}_1 = U_1 - \dot{I}_1 Z_1. \quad (9\text{-}9)$$

Поэтому для автоматического управления двигателем в соответствии с (9-9) необходимы обратные связи по частоте вращения и току (рис. В-7).

При пуске по мере увеличения скорости мощность тяговых двигателей возрастает. Скорость в конце режима пуска (точки

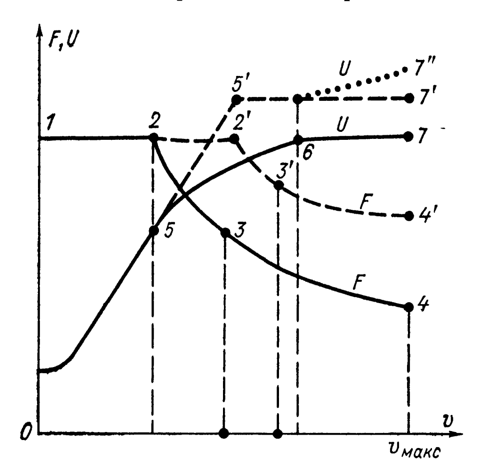


Рис. 9-7. Электромеханические характеристики асинхронного тягового электропривода — тепловоза (сплошные линии) и электровоза (штриховые линии)

2 и *2'* на рис. 9-7) определяется допустимой длительной мощностью источника питания. Для электровоза (точка *2'*) эта мощность относительно больше, чем для тепловоза (точка *2*).

Как следует из уравнения (9-9), напряжение, или, точнее, э. д. с., возрастает пропорционально скорости до точки *5* (для тепловоза) или *5'* (для электровоза). При одинаковом сцепном весе обоих локомотивов мощность электровоза, используемая для тяги, в 1,4—1,5 раза больше, чем мощность тепловоза. Это объясняется относительно бо́льшим весом механического оборудования последнего из-за наличия первичного источника энергия — дизеля и необходимого для него запаса топлива.

При малой частоте, как и в вентильном двигателе, возникают пульсации момента. На рис. 9-8 приведена осциллограмма, показывающая изменение тока, напряжения и момента на валу заторможенного двигателя при частоте 0,4 Гц. Хотя момент и изменяется в пределах от 140 до 14 Н·м, это не отражается существенно на движении локомотива, так как пульсации сглаживаются инерцией состава. С увеличением частоты питающего напряжения амплитуда пульсаций момента снижается.

Во второй зоне регулирования (участок *2—3*, рис. 9-7), особенно важной для тепловоза, привод работает в режиме постоянной мощности. Регулирование происходит по закону

$$E_1/\sqrt{f_1} = \text{const}. \qquad (9\text{-}10)$$

Система автоматического регулирования согласована с работой дизеля обратной связью по его частоте вращения (рис. В-7). Напряжение (э. д. с.) в этом режиме изменяется по участку кривой *5—6*. Для электровоза этой зоны регулирования может и не быть.

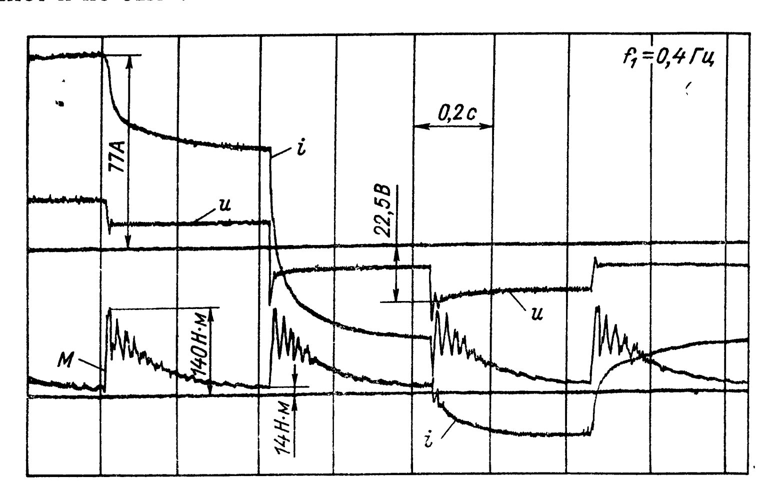


Рис. 9-8. Осциллограмма включения асинхронного короткозамкнутого двигателя

Третья зона регулирования соответствует повышенной скорости движения после достижения максимального напряжения источника питания (участок *6—7* для тепловоза и *5—7* для электровоза, рис. 9-7).

Увеличение частоты питания при постоянном напряжении вызывает ослабление магнитного поля двигателя и уменьшение силы тяги (участок *3—4* для тепловоза и *2′—4′* для электровоза). Характеристика при этом аналогична характеристике двигателя постоянного тока последовательного возбуждения.

Для скоростного электровоза возможно обеспечение мощности, близкой к номинальной при максимальной скорости движения, для чего напряжение преобразователя в этой зоне регулирования следует повысить до значения, соответствующего точке *7″* (рис. 9-7). Эта возможность является значительным преимуществом асинхронных тяговых двигателей по сравнению с двигателями постоянного тока. Мощность последних при высоких скоростях движения ограничивается условиями комму-

тации при ослабленном магнитном поле. Лишь двигатели с компенсационной обмоткой допускают при максимальной скорости использовать около 80% длительной мощности. Асинхронные двигатели не имеют таких ограничений и, как правило, способны в режиме максимальной скорости развивать длительную мощность. Преобразователь при этом, конечно, должен быть рассчитан на соответствующее повышенное напряжение.

9-4. Особенности проектирования асинхронных тяговых двигателей

Мощности тяговых двигателей на одну движущую ось, необходимые в настоящее время, составляют: 250—300 кВт для моторных вагонов, 400—600 кВт для магистральных тепловозов и 900—1200 кВт для магистральных электровозов. Потребность в высокоскоростных электровозах заставляет думать о двигателях опорно-рамного исполнения мощностью 1600—2400 кВт с передачей вращающего момента на несколько движущих осей. Для таких двигателей характерны высокие токовые, магнитные и механические нагрузки.

В качестве исходных данных при проектировании тяговых асинхронных двигателей принимают те же величины, что и для тяговых двигателей постоянного тока (гл. 13).

Расчет начинается с определения мощности двигателя для часового режима (электровоз и моторный вагон) или длительного режима (тепловоз).

Значение вращающего момента (Н·м), определяющего размеры двигателя, для соответствующих режимов работы определяется по выражению

$$M = FD_к/(2\mu k), \tag{9-11}$$

где F — сила тяги в заданном режиме работы, Н; $D_к$ — диаметр движущих колес, м; μ — передаточное число; $k=1$ при односторонней зубчатой передаче; $k=2$ при двусторонней зубчатой передаче, которая выбирается при $M>4000$ Н·м.

Частота вращения ротора двигателя и скорость движения локомотива связаны между собой выражением (В-3).

Система тяги на переменном токе с собственной преобразовательной установкой позволяет выбирать напряжение двигателя таким, чтобы он оказался наиболее легким, компактным и обладал бы лучшими эксплуатационными данными. Построенные опытные образцы и спроектированные машины имеют линейное напряжение порядка 500—1200 В. Меньшее значение относится к двигателям моторных вагонов и тепловозов, большее — к электровозным тяговым двигателям. Более определенный выбор напряжения может быть произведен после накопления опыта проектирования и эксплуатации асинхронных тяговых двигателей с учетом требований со стороны инвертора.

Определив частоту вращения ротора при максимальной скорости движения локомотива, находят диапазон регулирования частоты питающего напряжения. При выборе числа пар полюсов обмотки статора необходимо учитывать возможность надежной работы полупроводниковых преобразователей при максимальной частоте.

Стремление уменьшить размеры и массу двигателя создает тенденцию к повышению частоты питающего напряжения. Однако, учитывая возможности преобразовательной установки, максимальную частоту выходного напряжения не следует выбирать более 200 Гц.

При выборе числа полюсов, как показал опыт проектирования таких машин, следует рассматривать варианты с $2p=4$, 6 и 8, причем большее число полюсов относится к тяговым двигателям большей мощности. Уменьшение числа полюсов приводит к снижению частоты выходного напряжения, а следовательно, и массы преобразователя. С другой стороны, при этом растет длина лобовых соединений обмотки статора, что увеличивает общую длину двигателя; увеличивается высота спинки статора вследствие увеличения магнитного потока двигателя, что приводит к увеличению наружного диаметра статора.

Максимально возможный диаметр внутренней расточки пакета статора (см) из условия размещения двигателя на тележке предварительно выбирают по выражению

$$D_1 \leqslant 1{,}82\left[\frac{D_к - 2\delta_z}{2}\left(1+\frac{1}{\mu}\right)-\frac{D_о}{2}\right]\frac{p}{p+1{,}25}, \qquad (9\text{-}12)$$

где δ_z — расстояние от делительной окружности большого зубчатого колеса до уровня головки рельса, см; $D_о$ — диаметр оси колесной пары, см.

Наружный диаметр статора (см) предварительно берется по формуле

$$D_{a1} \approx D_1\left(1+\frac{1{,}25}{p}\right). \qquad (9\text{-}13)$$

Наружный диаметр остова тягового двигателя ограничивается габаритом подвижного состава и величиной централи. Предварительно наружный диаметр (см) определяется из выражения

$$D_{ост} = D_{a1} + (20 \div 30). \qquad (9\text{-}14)$$

Наибольшая возможная длина пакета статора (см) в основном зависит от числа полюсов и диаметра расточки статора. Ориентировочно при опорно-осевой подвеске двигателя она определяется как

$$l_{ст} = 930 - 3{,}2\frac{D_1}{p}. \qquad (9\text{-}15)$$

Жесткие требования к массо-габаритным показателям, интенсивное охлаждение, применение высококачественных сталей

и изоляции высокого класса позволяют выбирать повышенное значение электромагнитных нагрузок. Так, в расчетном режиме рекомендуется выбирать значение линейной нагрузки порядка $(6\div7)10^4$ А/м при плотности тока в обмотки статора 6—7 А/мм², а максимальное значение магнитной индукции в воздушном зазоре — 0,8—1,0 Т.

Для изоляции обмотки статора следует принимать изоляционные материалы классов F и H.

Для получения требуемого пускового момента и высокой перегрузочной способности пазы на статоре должны быть открытыми.

Для статорных обмоток наилучшим конструктивным решением, к которому надо всегда стремиться, является двухслойная обмотка с двумя стержнями на паз. При этом полностью исключается возможность витковых замыканий и обеспечивается наивысшая надежность обмотки статора. Однако по расчетным ограничениям далеко не всегда удается этого достичь.

Ротор следует применять с закрытыми пазами и литыми алюминиевыми стержнями. Отказ от скоса пазов позволяет уменьшить величину добавочных потерь при работе под нагрузкой. Эти потери необходимо определять с учетом несинусоидальности питающего напряжения.

Для качественного выполнения заливки ширина паза пакета ротора в самом узком месте должна быть не менее 3—5 мм. При мощности двигателя более 1000 кВт возможно применение на роторе медной короткозамкнутой обмотки с трапецеидальным профилем стержней.

Спроектированный двигатель должен быть проверен на устойчивость (опрокидывание) в различных режимах работы. Критерием проверки в пусковом режиме должно служить следующее соотношение

$$M_{пуск}/M_{н} \geqslant 1{,}8 \div 1{,}9, \qquad (9\text{-}16)$$

Здесь $M_{пуск}$ — значение вращающего момента, которое может быть реализовано двигателем по сцеплению во время пуска (Н·м);

$$M_{пуск} = 9{,}81 \cdot m_0 \psi D_к/(2\mu), \qquad (9\text{-}17)$$

где m_0 — масса на одну колесную пару, кг; ψ — коэффициент сцепления при пуске; $D_к$ — диаметр колеса, м.

Запас устойчивости по отношению к максимальному моменту должен составить в пусковом режиме порядка 15—20%.

Перегрузочная способность двигателя при значениях напряжения и его частоты, соответствующих номинальному режиму, должна удовлетворять следующему условию

$$M_{макс}/M_{н} \geqslant 2{,}0. \qquad (9\text{-}18)$$

Это значение при частоте питания, соответствующей максимальной скорости локомотива, должно быть не менее 1,25. Это может быть достигнуто за счет повышения напряжения.

Таблица 9-1

Основные расчетные параметры некоторых асинхронных тяговых двигателей

Параметр	Значение параметра для двигателей типов					
	ЭТА-300	ЭТА-75	ЭТА-900	ЭТА-1200	ЭТА-2400	ЭТА-900
$D_к$, м	1,050	1,050	1,250	1,250	1,250	1,250
μ	3,17	3,47	4,63	4,63	5,2	3,58
$V_{час}$, км/ч	91	—	56	64,2	72,5	—
$V_{дл}$, км/ч	—	13	—	—	—	36
$V_{макс}$, км/ч	—	80	—	—	—	200
$P_н$, кВт	300	80	900	1200	2400	570
$U_{л1}$, В	750	200	600	1200	1300	1100
$I_{л1}$, А	280	290	535	740	1330	383
$2p$	6	6	8	8	6	6
f_1, Гц	50	12	75	85	81	34
n, об/мин	978	227	1100	1260	1600	668
η, %	92,1	85	95	94	94	91,7
$\cos\varphi$	0,9	0,88	0,85	0,835	0,85	0,85
D_{a1}/D_1	0,66/0,47	0,59/0,41	0,85/0,63	0,88/0,66	0,99/0,72	0,65/0,435
D_{a2}/D_2	0,468/0,14	0,407/0,15	0,627/0,2	0,656/0,375	0,715/0,39	0,432/0,18
l_a, м	0,3	0,59	0,45	0,44	0,48	0,6
δ, мм	1,0	1,2	1,5	1,75	2,5	1,5
Z_1/Z_2	72/82	72 82	96/78	96/78	90/82	72/58
a/q	1/4	3/4	2/2	2/4	3/5	2/4
A, А/м	54500	43200	60200	68500	70500	54000
B_δ, Т	0,907	0,828	0,852	0,828	0,964	0,895
j_1, А/мм²	5,75	5,07	5,57	5,95	6,73	5,8
I_0, %	25,0	44,0	30,1	28,0	34,3	40,0
$\varepsilon = \frac{G}{M^{3/4}}$, $\frac{кг}{Н \cdot м^{3/4}}$	3,97	4,91	3,37	3,91	2,71	2,91
$q_m = \frac{G}{M}$, $\frac{кг}{Н \cdot м}$	0,336	0,662	0,357	0,4	0,259	0,305
$q = \frac{G}{P_н}$, $\frac{кг}{кВт}$	3,4	25,9	3,12	2,9	1,54	4,38

Примечания 1. D_{a1} — наружный диаметр статора; D_1 — диаметр расточки статора; D_{a2} — наружный диаметр ротора; D_2 — внутренний диаметр ротора; a — число параллельных ветвей обмотки статора; q — число пазов на полюс и фазу обмотки статора

2 Двигатели: ЭТА-300 для электропроезда; ЭТА-75 для маневрового тепловоза; ЭТА-900, ЭТА-1200 и ЭТА-2400 для магистрального электровоза

Расчет тяговых асинхронных двигателей аналогичен обычному расчету асинхронного двигателя. Для получения необходимых характеристик этот расчет приходится выполнять для различных значений напряжения и частоты.

В последнее время был спроектирован ряд тяговых асинхронных двигателей для различных типов локомотивов и моторных вагонов. Основные данные этих двигателей приведены в табл. 9-1.

ГЛАВА ДЕСЯТАЯ

ВСПОМОГАТЕЛЬНЫЕ ЭЛЕКТРИЧЕСКИЕ МАШИНЫ

10-1. Общие сведения

Вспомогательными машинами электроподвижного состава и тепловозов с электрическим приводом движущих осей принято называть машинные агрегаты, выполняющие различные функции обеспечения надлежащей работы основных машин и аппаратов подвижного состава, в том числе и тормозных устройств.

Собственно к электрическим вспомогательным машинам относятся электродвигатели компрессоров, вентиляторов, насосов; мотор-генераторы, генераторы служебного тока, в частности тока управления; делители напряжения; специальные преобразователи, например вращающиеся фазорасщепители, применяемые на электроподвижном составе однофазного тока и, наконец, возбудители и тахогенераторы на тепловозах.

Обычно вспомогательные машины, механизмы, а в ряде случаев аппараты приводятся во вращение электродвигателями, органически входящими в общую структуру агрегата, например, в исполнении некоторых типов компрессоров, вентиляторов, насосов. В таких случаях их принято называть мотор-компрессоры, мотор-вентиляторы и др. Естественно, что в зависимости от способа сопряжения двигателей с механизмами или с электрическими генераторами в ряде случаев они должны иметь специальное конструктивное исполнение. Следует отметить, что на электроподвижном составе постоянного тока все вспомогательные электрические машины имеют специальное исполнение из-за очень высокого значения питающего их напряжения (1500—3000 В). Это обстоятельство существенно повышает их стоимость и массу. Так, относительная масса двигателей вспомогательных машин обычно составляет от 25 до 15 кг/кВт в электровозах постоянного тока против 12—8 кг/кВт на электроподвижном составе переменного тока. Они имеют к. п. д. примерно 0,6—0,75. Обычно электрические машины малых мощностей (10—15 кВт) выполняются с изоляцией класса А, а при бóльших мощностях — класса В.

В качестве вспомогательных машин переменного тока обычно используются двигатели единой серии, или же они выполняются на базе двигателей единой серии с некоторыми конструктивными изменениями отдельных узлов и обмоток статора. Основной целью изменений такого рода является повышение надежности их работы, а в некоторых случаях — конструктивная компоновка сопрягающихся частей с приводными механизмами.

Магнитные системы двигателей постоянного и переменного тока выполняются с повышенным воздушным зазором и ненасыщенными для облегчения пуска механизмов.

По условиям работы вспомогательных машин требуется, чтобы они имели достаточную перегрузочную способность при широких колебаниях питающего напряжения и обладали высокой надежностью.

Общая характеристика вспомогательных машин

1. Компрессоры — воздухонагнетательные машины — служат для обеспечения сжатым воздухом пневматических систем электроподвижного состава: тормозов, песочниц, аппаратуры цепей управления, подачи звуковых сигналов, подъема пантографа. Это машины низкого давления (до 0,8 МПа). Они выполняются поршневыми с частотой вращения приводного вала 250—300 об/мин (тихоходные) и 400—900 об/мин (быстроходные). Обычно это одноступенчатые или двухступенчатые машины с двумя или тремя цилиндрами. Номинальное напряжение двигателей компрессоров постоянного тока 750, 825, 1500 и 3 000 В; двигателей переменного тока 220, 380 В. Номинальная мощность двигателей 6—25 кВт.

2. Вентиляторы служат для подачи охлаждающего воздуха к тяговым машинам, к радиаторам трансформаторов и статических преобразователей. Обычно вентиляторы устанавливаются в кузове локомотива. Номинальное напряжение вентиляторных двигателей постоянного тока 1500, 3 000 В, а двигателей переменного тока 220—380 В; номинальная мощность 15—25 кВт на постоянном токе и 40 кВт на переменном токе. На электровозах постоянного тока обычно в мотор-вентилятор вмонтирован вспомогательный генератор.

3. Мотор-генераторы служат для получения служебного тока, в частности тока управления, а также для питания обмоток возбуждения тяговых двигателей при работе их в режиме торможения. Номинальное напряжение двигателей постоянного тока 750, 1500, 3 000 В, а генераторов 24, 50, 72 В; мощность двигателей 5—10 кВт; мощность возбудительного агрегата для питания обмоток тяговых двигателей 20—65 кВт при напряжении 30—100 В.

4. Делители напряжения служат для питания менее высоким напряжением других вспомогательных машин. Номи-

нальное напряжение 3 000/1 500 В; мощность 7,5—60 кВт. Они иногда используются для привода генераторов служебного тока.

5. Расщепители фаз — преобразователи однофазного тока в трехфазный — питают асинхронные двигатели трехфазного тока, служащие для привода вспомогательных устройств в моторных вагонах электропоездов и в электровозах переменного тока. Номинальное напряжение фазо-расщепителей электропоездов 220 В при мощности 15—20 кВ·А, а фазорасщепителей электровозов 380 В при мощности 115—220 кВ·А.

6. Электродвигатели насосов служат для привода насосов циркуляции масла трансформаторов. Номинальное напряжение 220—380 В переменного тока, мощность 2—8 кВт.

7. Электродвигатели для привода контроллера. Это двигатели постоянного тока на напряжение 50 В, мощностью 0,5 кВт при частоте вращения 2 800 об/мин.

10-2. Вспомогательные машины электроподвижного состава постоянного тока

А. Компрессоры

Мотор-компрессор Э-300, применяемый на трамваях, выполняется двухцилиндровым, простого действия, с зубчатой передачей к шатунно-поршневому устройству. Станина двигателя постоянного тока прикреплена болтами к стенке корпуса компрессора (рис. 10-1). Якорь двигателя насажен на выступающий конец приводного вала компрессора. Коллектор закрыт щитом, имеющим закрытые дверцами люки для осмотра щеток. Щеткодержатели прикрепляются к станине.

Компрессор Э-500 двухцилиндровый, двухступенчатый, простого действия, применяется на электровозах постоянного тока ВЛ23. В качестве приводных двигателей компрессоров этого типа используются двигатели ДК-404А (рис. 10-2) и НБ-404А. Они выполняются самовентилирующимися с насаженным на вал литым вентилятором, имеющим радиальные лопатки. Двигатели четырехполюсные, последовательного возбуждения. Сочленение компрессора с электродвигателем выполнено без муфт, так как шестерня редуктора компрессора насажена на вал электродвигателя. В соответствии с этим подшипник якоря со стороны привода встроен в стенку корпуса компрессора. Корпус электродвигателя и подшипниковый щит со стороны коллектора литые. Щит со стороны вентилятора выполнен из листовой стали. Якорь имеет простую волновую обмотку. Четыре щеткодержателя укреплены на поворотной траверсе.

Основное различие двигателей НБ-404А и применявшихся ранее двигателей ДК-404А состоит в том, что в первых вместо подшипника скольжения установлен двухрядный роликовый подшипник. Кроме того, с целью снижения броска тока при

пусках в цепь двигателя постоянно включено сопротивление 40 Ом.

Электродвигатели НБ-431А сочленяются с компрессором КТ-6 электровоза постоянного тока ВЛ8 при помощи упругой

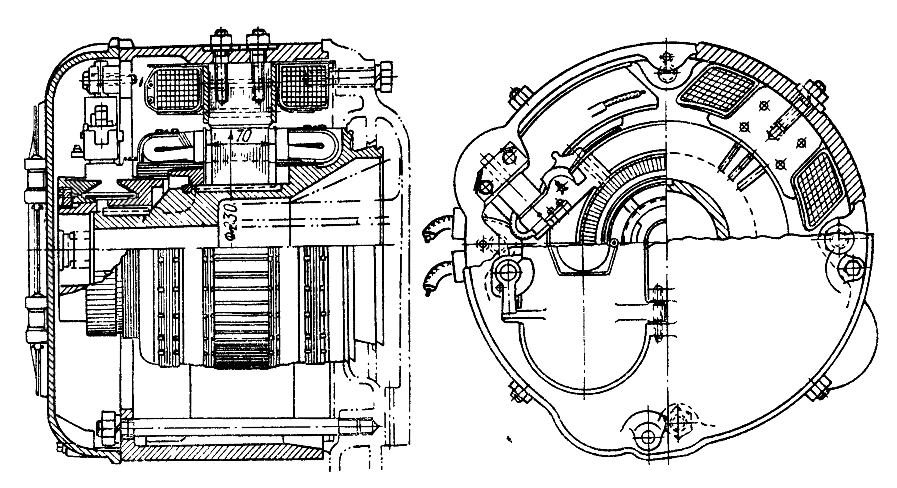


Рис. 10-1. Двигатель компрессора Э-300 для трамвая

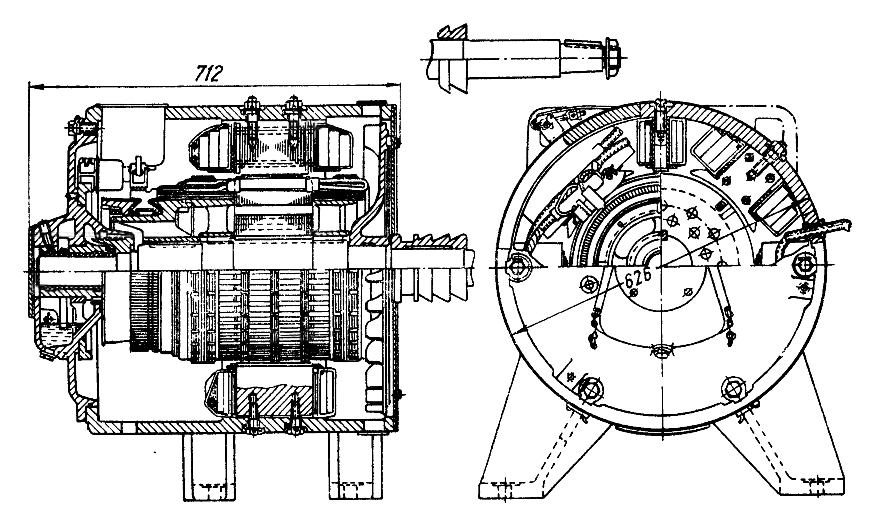


Рис. 10-2. Двигатель ДК-404А компрессора Э-500

муфты. Двигатель (рис. 10-3) является тихоходной машиной (частота вращения его 440 об/мин) и поэтому имеет независимую вентиляцию. Охлаждающий воздух отбирается от магистрали вентиляции тяговых двигателей.

Мотор-компрессор для поднятия пантографа, применяемый на отечественных электровозах, состоит из двухцилиндрового одноступенчатого компрессора КБУ-1 и двухполюсного электродвигателя постоянного тока П-11 смешанного возбуждения мощностью 0,5 кВт при частоте вращения 2 800 об/мин и напряжения 50 В. Частота вращения коленчатого вала 450 об/мин. Компрессор накачивает воздух в резервуар объемом 40 л, по-

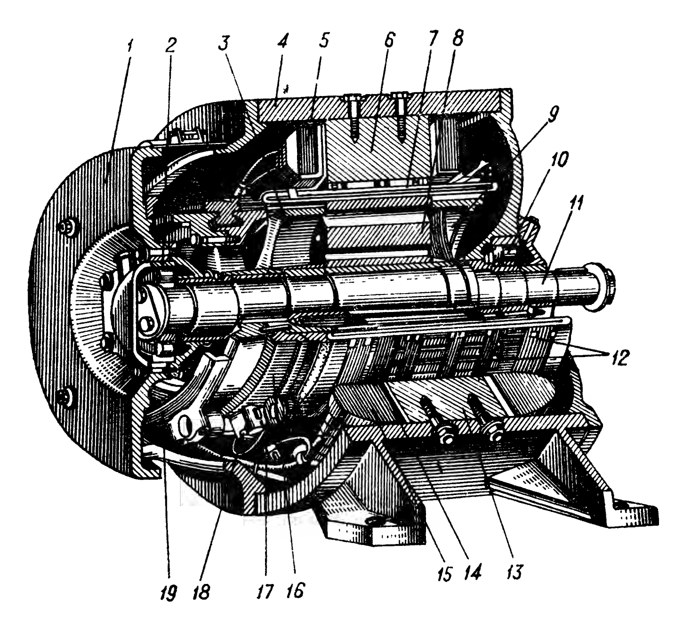


Рис. 10-3. Электродвигатель НБ-431А компрессора КТ-6

1 — подшипниковый щит; *2* — подшипник; *3* — передняя шайба; *4* — корпус двигателя; *5* — катушка добавочного полюса; *6* — добавочный полюс; *7* — обмотка якоря; *8* — якорные листы; *9* — задняя шайба; *10* — подшипники; *11* — вал; *12* — бандаж; *13* — главный полюс; *14* — пружинный фланец; *15* — катушка главного полюса; *16* — коллектор; *17* — щеткодержатель; *18* — щетка; *19* — щеточная траверса

вышая давление до 0,4 МПа за 4 мин. Питание двигатель получает от аккумуляторной батареи. Этот компрессор используется, когда в главном резервуаре нет сжатого воздуха.

Электродвигатель 1А 2629/2×2, применяемый для привода компрессора «Ковопол» электровозов ЧС1, ЧС2 и ЧС3, представляет собой самовентилирующуюся двухполюсную машину последовательного возбуждения обычного устройства. Двигатель имеет мощность 12,5 кВт при частоте вращения 2 400 об/мин и напряжении 2 600 В и соединен с компрессором посредством косозубой передачи с отношением 3,39. Станина-корпус двигателя отлита из стали и имеет прямоугольную форму. К тор-

цовым сторонам станины прикреплены подшипниковые щиты (подшипники роликовые). Задний подшипниковый щит двигателя отлит вместе с корпусом зубчатого редуктора. Обмотка якоря петлевая, уложена в 33 пазах и выполнена из круглого медного провода диаметром 0,9 мм. Крепление обмотки в пазах клиньями, а на лобовых частях проволочными бандажами. Щеткодержатели, числом два, укреплены на поворотной траверсе. Двигатель получает питание от контактного провода. Для снижения напряжения до 2,6 кВ и ограничения пускового тока в цепь якоря введено постоянно включенное сопротивление.

Компрессоры работают в режимах, близких к повторно-кратковременному, или в кратковременных (компрессоры для поднятия токоприемника).

Мощность (в кВт) для привода компрессора выражается формулой.

$$P = \frac{2,3 \cdot 10^{-3}}{\lambda \eta_{i\ \text{из}} \eta_{\text{м}}} Q p_1 \lg \frac{p_{\text{н}}}{p_1}, \qquad (10\text{-}1)$$

где Q — производительность компрессора, м³/с; $p_{\text{н}}$; p_1 — давление нагнетаемого и всасываемого воздуха, Па; λ — коэффициент, учитывающий потери воздуха при нагнетании и всасывании, равный 0,78—0,89 для двухступенчатых компрессоров и 0,71—0,78 для одноступенчатых; $\eta_{i\ \text{из}}$ — индикаторный, изотермический к. п. д. компрессора, равный 0,67 для одноступенчатых компрессоров и 0,72 для двухступенчатых; $\eta_{\text{м}}$ — механический к. п. д. компрессора, равный 0,8—0,85.

Б. Вентиляторы

В зависимости от конструкции рабочего органа — колеса с лопатками или же с лопастями — вентиляторы подразделяются на центробежные (рис. 10-4) и осевые (рис. 10-5). Кожух центробежного вентилятора имеет спиральную форму обычно с одним, реже с двумя, а иногда и тремя выходными отверстиями. Кожух осевого вентилятора выполняется в виде цилиндрической трубы из тонкой листовой стали. Рабочее колесо вентилятора, как правило, насаживается на свободный конец вала двигателя, а его кожух закрепляется на подшипниковом щите.

Для придания агрегату — мотор-вентилятору — механической прочности в отношении крепящих элементов кожуха и присоединяемых к нему воздухопроводов двигатель вентилятора и его кожух монтируются на общее сварное из листовой стали основание — фундаментную плиту. Благодаря этому уменьшаются вибрации агрегата и всего воздухопровода в целом, а также снижается уровень шума, издаваемого мотор-вентилятором, в особенности, если между основанием вентилятора и полом кузова ставятся резиновые прокладки.

Центробежные вентиляторы, используемые на подвижном составе, развивают напор 1 000—3 000 Па. Осевые вентиляторы обычно выполняются на меньшие значения напора 600—2 000 Па. Значение требуемого напора H (при заданном расходе Q) зависит от сечения воздухопровода и от числа различных изменений сечения или направления воздухопровода. Напор H определяется в паскалях (Па), а расход, или иначе производительность вентилятора Q, в кубических метрах в секунду.

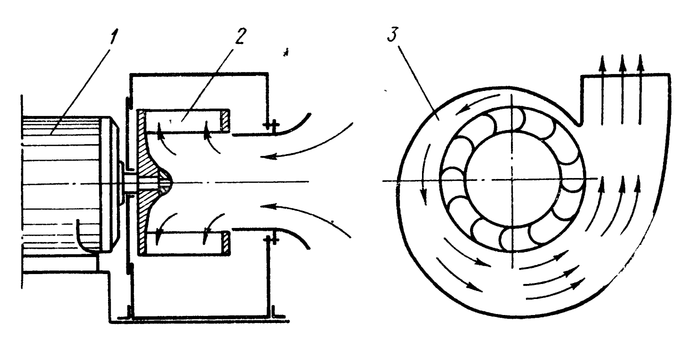


Рис. 10-4. Устройство центробежного вентилятора
1 — электродвигатель; 2 — рабочее колесо вентилятора; 3 — направляющий кожух

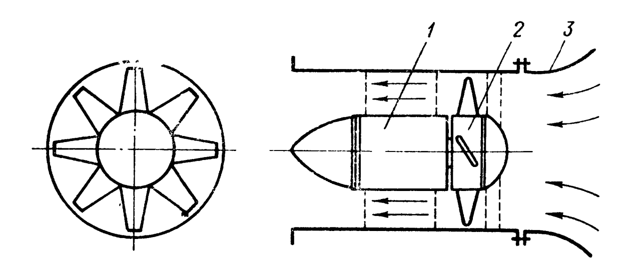


Рис. 10-5. Устройство осевого вентилятора
1 — электродвигатель; 2 — рабочее колесо; 3 — кожух

Тогда мощность (кВт), потребляемая вентилятором, определяется выражением

$$P = \frac{QH}{\eta_в \cdot 10^3}, \quad (10\text{-}2)$$

где $\eta_в$ — к. п. д. вентилятора, равный 0,4—0,6 для центробежных вентиляторов и 0,55—0,65 для осевых.

К. п. д. осевого вентилятора достигает 0,7—0,75, если в воздухопроводе после рабочего колеса располагаются так называемые направляющие и скрепляющие лопатки, обращающие в статический напор составляющую «винтовой» скорости струи воздуха непосредственно за рабочим колесом.

Двигатели вентиляторов обычно выполняются с двумя свободными концами вала (рис. 10-6). На один конец вала насаживается собранный на втулку якорь генератора управления; станина же этого генератора закрепляется на переднем подшипниковом щите двигателя. Генераторы управления — четырехполюсные машины постоянного тока — мощностью 4,5 кВт при напряжении 50 В и частоте вращения 1 250 об/мин.

Генератор управления на мотор-вентиляторах электровозов ЧС2 и ЧС3 имеет мощность 1,2 кВт, напряжение 48 В при частоте вращения 2200 об/мин и устанавливается на станине двигателя (рис. 10-7). Передача вращения к генератору управления производится посредством клиноременной передачи с отношением 1,75. При таком устройстве снижаются габариты агрегата и масса генератора управления.

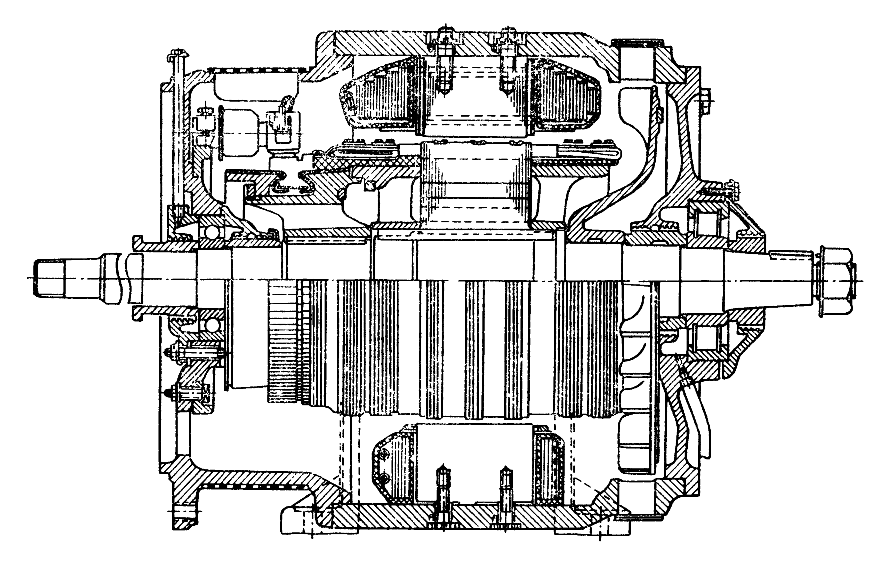


Рис. 10-6. Электродвигатель НБ-430А

Двигатели вентиляторов электровозов постоянного тока выполняются четырехполюсными с добавочными полюсами и с последовательным возбуждением. Двигатели последовательного возбуждения менее чувствительны к колебаниям питающего напряжения. Кроме того, катушки главных полюсов получаются значительно меньших габаритов, чем это было бы при параллельном возбуждении. Обмотка якоря — волновая многовитковая.

Двигатели выполняются самовентилирующимися, причем в двигателях отечественных заводов вентиляторы центробежного типа с радиальными лопатками, а в двигателях А-2934/4

напряжением 2600 В применены осевые вентиляторы, что значительно снижает шумность их работы.

На электровозах переменного тока с целью унификации двигателей вспомогательных машин применяют те же двигатели постоянного тока, что и на электровозах постоянного тока. На-

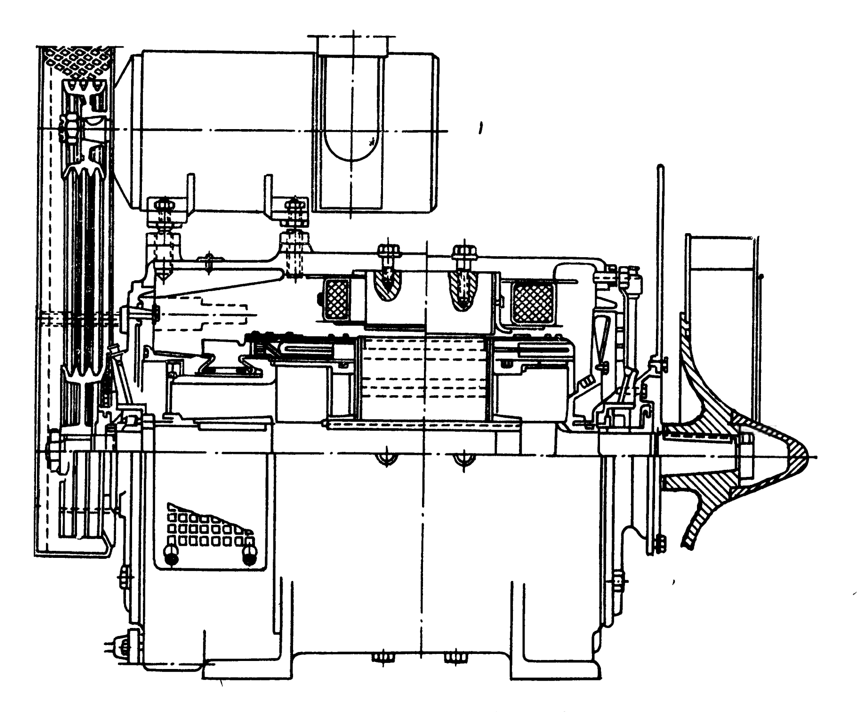


Рис. 10-7. Продольный разрез двигателя А-2934/4 вентилятора электровозов ЧС1 и ЧС3

пряжение постоянного тока получается в таких случаях от статического выпрямителя, питаемого от вспомогательной обмотки главного трансформатора.

В. Мотор-генераторы для рекуперации

При рекуперативном торможении питание обмоток возбуждения тяговых машин осуществляется от специального генератора низкого напряжения (около 100 В). Генератор приводится во вращение двигателем смешанного возбуждения с напряжением на коллекторе 3000 В. Двигатель имеет $2p=4$, генератор $2p=6$. Обе машины размещены в общем корпусе. Агрегат снабжен механическим ограничителем частоты вращения, отключающим его при чрезмерном повышении частоты.

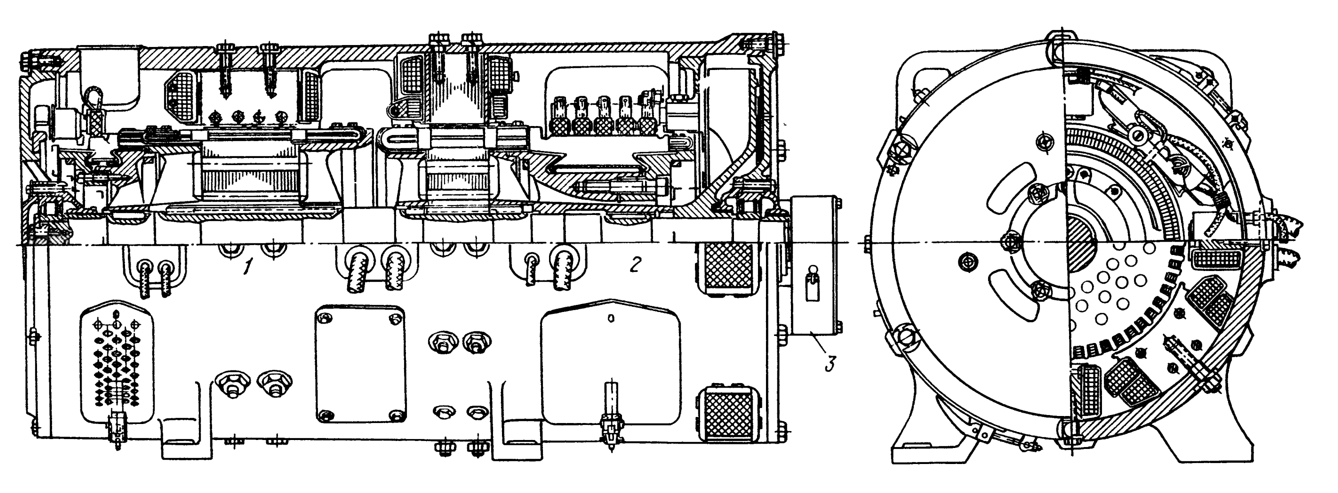


Рис. 10-8. Мотор-генератор возбуждения тяговых двигателей в режиме торможения с рекуперацией энергии

1 — двигатель; *2* — генератор; *3* — ограничитель частоты вращения

На электровозах ВЛ22 и ВЛ22^м с рекуперацией установлен мотор-генератор ДК-401В, который состоит из четырехполюсного двигателя высокого напряжения и шестиполюсного генератора низкого напряжения (рис. 10-8). У них общий остов, ранее выполнявшийся разъемным в горизонтальной плоскости. Якорь двигателя имеет волновую обмотку, якорь генератора — петлевую.

Основной магнитный поток в двигателе создается обмоткой параллельного возбуждения. Обмотка последовательного возбуждения служит для стабилизации частоты вращения при изменении напряжения и облегчает работу двигателя при коротких замыканиях в цепях рекуперации. С увеличением напряжения растет ток последовательной обмотки, при этом увеличивается поток машины, и возрастания частоты при этом практически не происходит. На случай прекращения питания параллельной обмотки двигателя агрегат снабжен центральным ограничителем частоты вращения. При его срабатывании двигатель отключается от сети.

В генераторе обмотка последовательного возбуждения обеспечивает стабилизацию напряжения.

Г. Мотор-генераторы постоянно-трехфазного тока

Применяемый на электропоездах ALe-601 итальянских жел. дор. постоянного тока напряжением 3 000 В мотор-генератор для питания асинхронных двигателей вспомогательных машин состоит из двухполюсного двигателя постоянного тока мощностью 30 кВт и напряжением 2 675 В при частоте вращения 1 500 об/мин (рис. 10-9) и соединенного с ним посредством муфты серийного трехфазного четырехполюсного синхронного генератора мощностью 35 кВ·А при 220 В. Обмотка возбуждения генератора питается напряжением 24 В от выпрямителя с компаундированием. Диаметр якоря двигателя 360 мм, активная его длина 210 мм. Диаметр коллектора 340 мм, число коллекторных пластин 301 с изоляцией между ними 0,9 мм. Под полюсами двигателя выполнен эксцентрический воздушный зазор $\delta_0=0,3$ см, под добавочными полюсами $\delta_w=0,7$ см.

Якорь имеет 43 паза, в которые уложено 2 408 проводников. Спаренные машины подвешиваются к полу вагона.

Д. Делители напряжения

Делитель напряжения представляет собой четырехполюсную (без добавочных полюсов) двухколлекторную машину с двумя одинаковыми независимыми обмотками якоря, уложенными в одни и те же пазы, но присоединенными каждая к своему коллектору. Вал якоря имеет два свободных конца, на одном из которых насажен якорь генератора «собственных нужд», а на

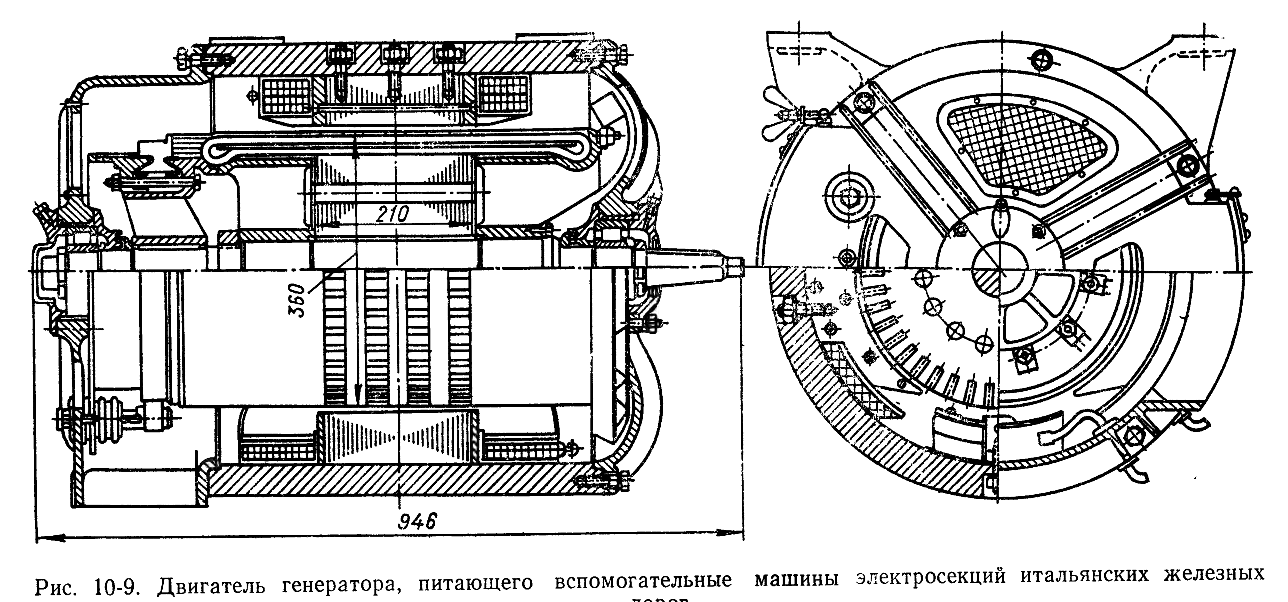


Рис. 10-9. Двигатель генератора, питающего вспомогательные машины электросекций итальянских железных дорог

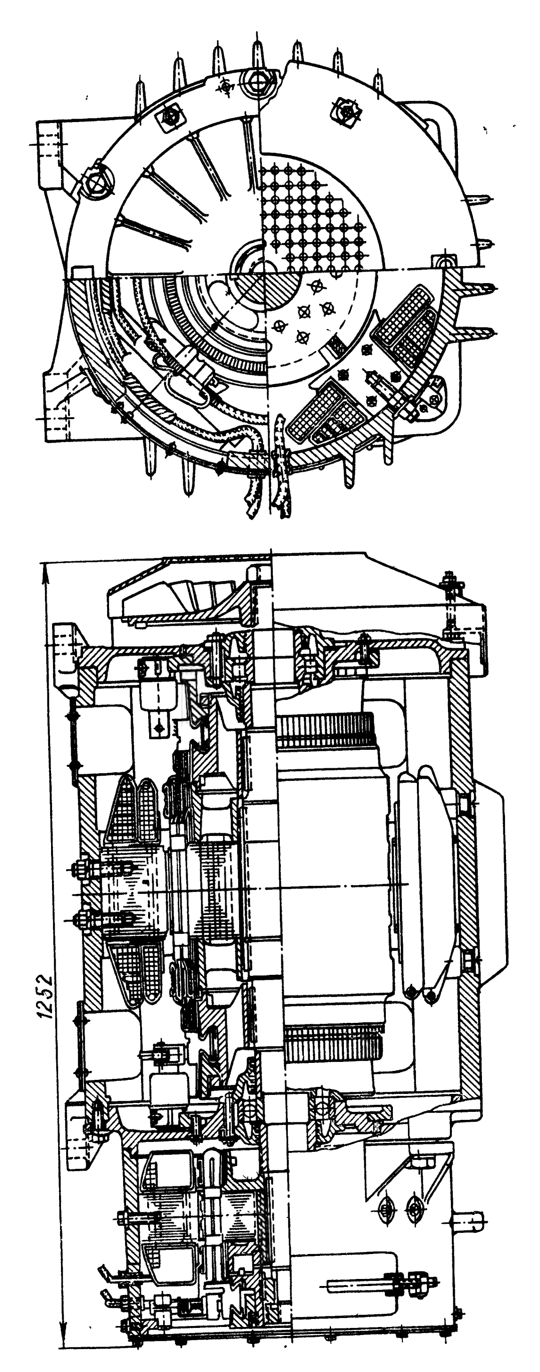


Рис. 10-10. Делитель напряжения

другом — вентилятор, обдувающий агрегат снаружи. Для повышения интенсивности охлаждения станина имеет ребра (рис. 10-10). Ввиду того что делитель подвешивается к полу вагона и подключается на напряжение 3000 В, внутреннего охлаждения во избежание заноса пыли машина не имеет.

На полюсах расположены катушки параллельной (шунтовой) обмотки (*Ш*) и последовательной обмотки (сериесной) $C_м$ и $C_г$. Обмотка *Ш* подключена к зажимам обмотки якоря, соединенной с землей (рис. 10-11).

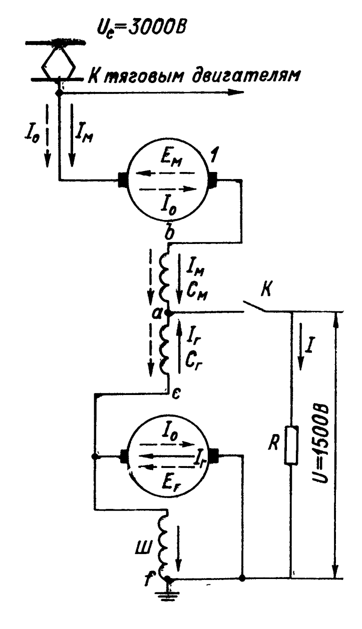


Рис. 10-11. Принципиальная схема соединений обмоток делителя напряжения

Обе обмотки якоря соединены последовательно и, так как они вращаются в одном и том же поле, то их э. д. с. $E_м$ и $E_г$ одинаковы по значению. Коллекторы же подключены так, чтобы они были одинаковы и по направлению. Благодаря этому точка *a* (рис. 10-11) имеет по отношению к земле потенциал U, равный $^1/_2 U_c$, т. е. 1500 В. К этой точке и присоединяется нагрузка, представленная на рисунке в виде резистора R. В моторных вагонах электросекций это двигатель компрессора. Выполнение его с напряжением на коллекторе 1500 В менее затруднительно, чем на 3000 В.

При разомкнутом контакторе *К* все обмотки возбуждения действуют согласно. Э. д. с. вращения $E_м$ и $E_г$ уравновешивают напряжение сети U_c и, следовательно, делитель в целом работает как двигатель, приводя во вращение генератор «собственных нужд». Ток I_0, забираемый при этом из сети, очень невелик и направлен встречно по отношению к э. д. с. $E_м$ и $E_г$.

Таким образом,

$$U_c = E_м + E_г + I_0 \sum r,$$

где Σr — сумма всех сопротивлений якорной цепи.

Если $P_г$ — мощность, подведенная к генератору собственных нужд, а P_0 — потери холостого хода делителя, то

$$I_0 = \frac{P_г + P_0 + I_0^2 \Sigma r}{U_c}, \qquad (10\text{-}3)$$

Пусть замкнут контактор *К* и тем самым включена нагрузка R, потребляющая ток I. Положим, что ток I_0 невелик по отно-

шению к току I. Тогда можно принять, что

$$U_c I_c = UI = \frac{1}{2} U_c I; \quad I = I_м + I_г,$$

откуда

$$I = 2I_c = I_м + I_г.$$

При принятом допущении

$$I_г = I_м.$$

Ток $I_г$ направлен одинаково с $E_г$, следовательно, обмотка коллектора 2 работает в генераторном режиме, а обмотка коллектора 1 — в двигательном. Так как токи в обмотках якоря направлены противоположно и почти равны друг другу, то реакция якоря отсутствует, чем и объясняется возможность выполнения машины без добавочных полюсов. Токи в катушках $C_м$ и $C_г$ направлены встречно, следовательно, н. с. одной катушки компенсирует н. с. другой. Обмоткой возбуждения в этом режиме является параллельная обмотка *Ш*.

Последовательные же обмотки $C_м$ и $C_г$ служат в основном для облегчения пуска двигателя, уменьшая и смягчая бросок пускового тока. Кроме того, они служат для предотвращения возникновения вспышки или даже кругового огня на коллекторе при отрыве пантографа. Делитель при этом продолжает по инерции вращаться, а цепь якоря делителя оказывается замкнутой на цепь тяговых двигателей. Ток в обмотке *Ш* вследствие высокой индуктивности этой обмотки сохраняет прежнее направление. Ток в катушке $C_м$ сначала уменьшается до нуля, а затем меняет направление. Обе обмотки якоря переходят в генераторный режим и ввиду малого сопротивления цепи двигателей получается практически короткое замыкание делителя. Но генераторный ток, протекая по катушкам $C_м$ и $C_г$, размагничивает магнитную цепь машины, и так как она слабо насыщена, то размагничивание происходит быстро; при этом ток короткого замыкания не успевает возрасти до опасного значения.

Делитель напряжения на 40% легче мотор-генератора, что является существенным преимуществом для электропоезда.

Е. Генераторы «собственных нужд»

Генератор «собственных нужд» — машина со слабо насыщенной магнитной цепью и параллельным возбуждением. В цепь возбуждения включен регулятор напряжения, служащий для поддержания постоянным напряжения на его зажимах при изменении нагрузки и колебаниях частоты вращения его приводного двигателя.

Обычно это генератор мощностью 5—8 кВт и напряжением 50 В с числом полюсов, равным 4 или 6. Ввиду незначительных

значений мощности и напряжения он выполняется без добавочных полюсов. Генератор управления пристраивается или к двигателю вентилятора (рис. 10-7), или к делителю напряжения (рис. 10-10). В некоторых исполнениях он имеет собственный приводной двигатель смешанного возбуждения.

10-3. Вспомогательные машины электроподвижного состава однофазного тока

На электроподвижном составе однофазного тока применяются такие же вспомогательные машины, как и на электроподвижном составе постоянного тока. В ряде электровозов одно-

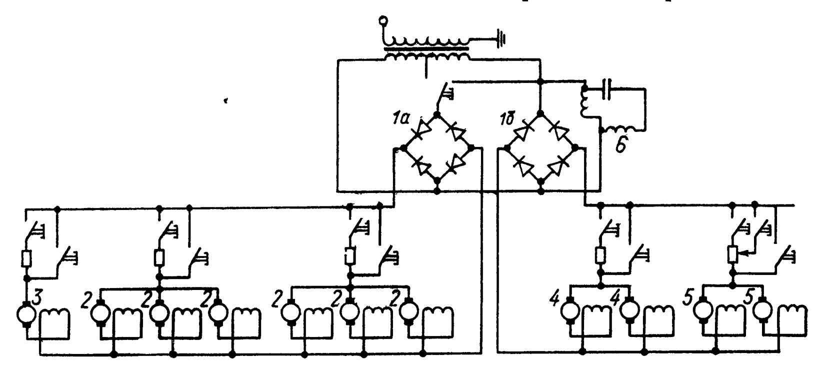


Рис. 10-12. Схема питания двигателей вспомогательных машин на электровозах однофазного тока серии К

фазного тока они использовались с двигателями постоянного тока. Для получения же постоянного тока предусматривались полупроводниковые выпрямители, питаемые от вспомогательной обмотки главного трансформатора. Типичным примером такого устройства является схема питания двигателей вспомогательных машин на электровозах серии К, построенных в ФРГ. На них все вспомогательные машины, кроме масляного насоса трансформатора, имеют двигатели постоянного тока, питаемые от двух кремниевых выпрямителей напряжением 220 В, мощностью 260 кВт (рис. 10-12). От одного выпрямителя (*1а*) питаются двигатели *2* вентиляторов тяговых двигателей и двигатель *3* вентилятора маслоохладителя трансформатора; от другого (*1б*) — двигатели *4* вентиляторов тормозных резисторов и двигатели *5* — для компрессоров.

Масляный насос приводится во вращение асинхронным конденсаторным двигателем *6*. Он получает питание непосредственно от вспомогательной обмотки трансформатора. Двигатели вентиляторов (*2* и *3*) летом работают при номинальной частоте вращения, получая питание от выпрямителя *1б*, зимой же они

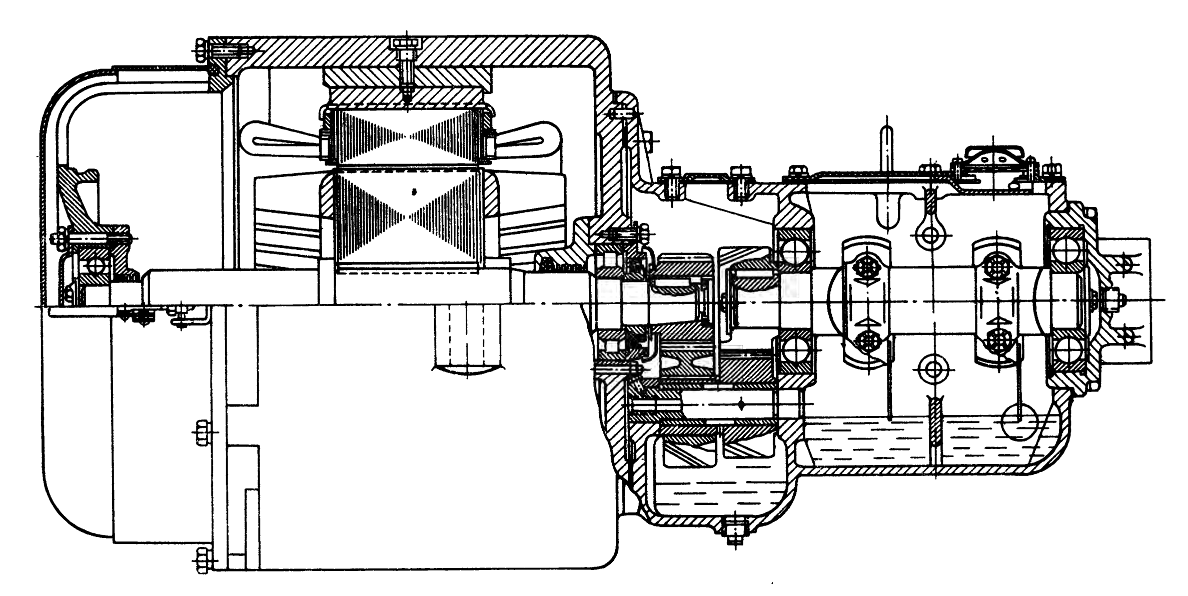


Рис. 10-13. Мотор-компрессор ЭК7П производительностью 585 л/мин с двигателем трехфазного тока АОС-72-6 мощностью 5 кВт при частоте вращения 975 об/мин

работают при пониженной частоте вращения, будучи подключенными к выпрямителю *1а*. Включение всех двигателей постоянного тока осуществляется через пусковые резисторы. Двигатели компрессоров *5* имеют двухступенчатый пуск.

На электроподвижном составе пониженной частоты ($16\frac{2}{3}$ и 25 Гц) для вспомогательных машин обычно используются коллекторные двигатели последовательного возбуждения однофазного тока той же частоты. Питание их осуществляется от вспомогательного трансформатора.

Вспомогательные машины электрического подвижного состава однофазного тока поставок последних лет выполняются главным образом с асинхронными двигателями трехфазного тока с короткозамкнутым ротором. Монтажные размеры вспомогательных машин при этом обычно удается сохранить такими же, как и в случае привода постоянного тока. Примером такого решения служит компрессор, показанный на рис. 10-13. Станина его двигателя и монтажные размеры такие же, как и у компрессоров с двигателями постоянного тока.

Двигатели постоянного тока в электровозах серии ВЛ60 оставлены только для тех механизмов, которые должны работать даже при опущенном пантографе. К ним относятся: компрессор для подъема пантографа, главный контроллер и насос, обеспечивающий циркуляцию охлаждающей жидкости через ртутные выпрямители. В первых двух используются двигатели постоянного тока П-11 или П-11М, а для насоса — двигатель ПВ-11 мощностью 0,5 кВт при частоте вращения 2800 об/мин и напряжении 50 В. Это двухполюсные двигатели защищенного исполнения со смешанным возбуждением. Двигатели получают питание от аккумуляторной батареи. Зарядка аккумуляторной батареи, а также питание цепей управления и освещения осуществляется так же, как и на электровозах постоянного тока генератором ДК-405. Этот генератор пристраивается к вращающемуся машинному преобразователю однофазного тока в трехфазный той же частоты ($f=50$ Гц), так называемому фазорасщепителю. На электровозах поставки последних лет для зарядки аккумуляторной батареи устанавливаются статические зарядные агрегаты. Большая часть асинхронных двигателей, используемых на электроподвижном составе однофазного тока, аналогична асинхронным двигателям единой серии соответствующего исполнения. Учитывая усложнение эксплуатационных условий на электроподвижном составе по сравнению с условиями на стационарных устройствах, двигатели исполняются с повышенным зазором, повышенными значениями пускового и максимального моментов, а также повышенной надежностью в отношении тряски и вибраций. Лишь двигатели, органически слитые с приводимыми ими механизмами, составляют исключение. Таким, например, является двигатель насоса для циркуляции масла в трансформаторе (рис. 5-20).

Расщепители фаз

Питание асинхронных двигателей трехфазного тока малой мощности, работающих на нагрузку, постоянную по значению (например, на вентилятор), возможно от статических дроссельно-конденсаторных расщепителей фаз (рис. 10-14).

Вращающиеся расщепители могут быть выполнены как в синхронном, так и в асинхронном вариантах. Однако из-за высокой надежности и относительно малой мощности по сравнению с общей мощностью единицы подвижного состава применяются исключительно асинхронные расщепители фаз.

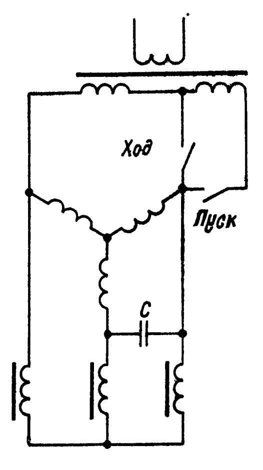


Рис. 10-14. Схема включения двигателя трехфазного тока с дроссельно-конденсаторным расщепителем фаз

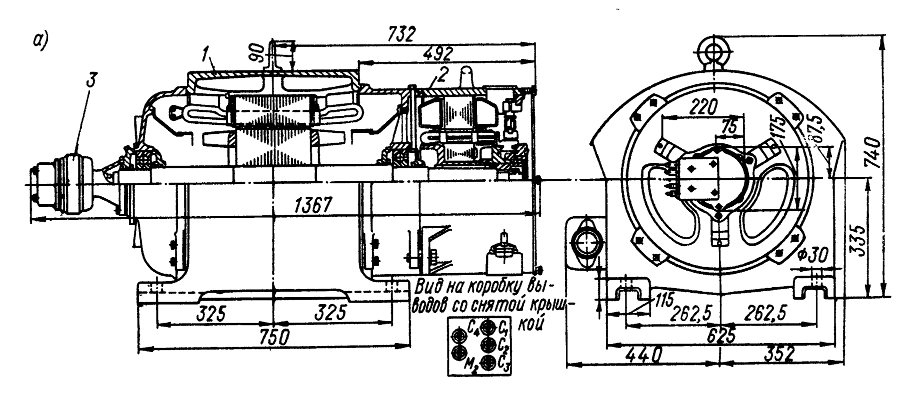
Асинхронный расщепитель фаз по своему устройству ничем не отличается от обычного асинхронного двигателя с короткозамкнутым ротором (рис. 10-15, *а*). Основные его части — статор, ротор и передний подшипниковый щит — аналогичны соответствующим деталям асинхронных двигателей А92-4 единой серии.

Расщепитель фаз, кроме генераторной нагрузки (питание приводных двигателей), может нести и некоторую механическую нагрузку на своем валу, например приводить во вращение вентилятор или вспомогательный генератор. Фазорасщепители электровозов серии Ф, выполнены с пусковым двигателем (рис. 10-15, *б*).

Две фазы (*a* и *b*) обмотки статора (рис. 10-16), подключенные к выводам вспомогательной обмотки трансформатора, образуют двигательную обмотку. Они же являются и намагничивающей обмоткой. Фазовая обмотка *c* является генераторной фазой. К зажимам C_1, C_2 и C_3 подключаются двигатели вспомогательных машин.

Развернутая схема обмотки представлена на рис. 10-17.

Холостой ход расщепителя. Пусть по одной из схем пуска (рис. 10-16) ротор расщепителя приведен во вращение и после размыкания контактора *K* он достиг установившейся частоты вращения n_2. Машина работает как асинхронный двигатель однофазного тока, причем по двигательной обмотке (фазы *a* и *b*) идет однофазный ток и создает знакопеременное синусоидально-изменяющееся во времени магнитное поле. Как известно, такое поле состоит из двух постоянных по значению полей — прямого и обратного, вращающихся в разные стороны по отношению к статору. Прямым называется то поле, которое вращается в том же направлении, как и ротор. Обратным или инверсным называется поле, имеющее встречное направление вра-



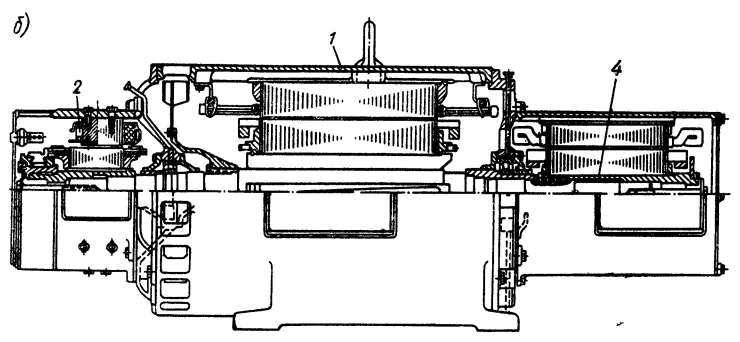


Рис. 10-15. Расщепители фаз: *а* — расщепитель НБ-453А мощностью 115 кВ·А при напряжении 330 В и частоте вращения 1490 об/мин (*1*) с генератором управления ДК-405 (*2*) и реле оборотов РО-60 (*3*); *б* — расщепитель фаз (*1*) электровоза серии Ф с генератором управления (*2*) и пусковым двигателем (*4*)

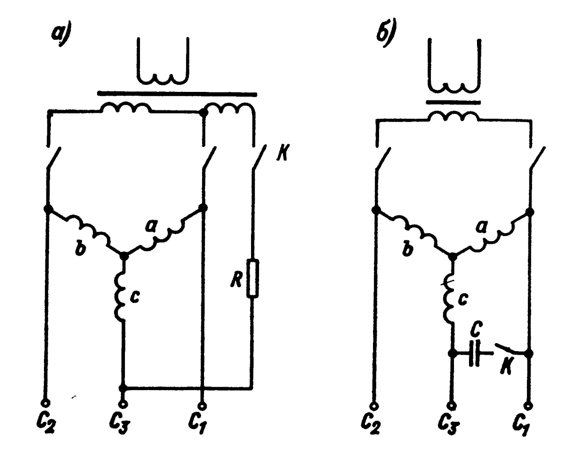


Рис. 10-16. Принципиальные схемы включения фазовых обмоток двигателя к вспомогательной обмотке трансформатора: *а* — с пусковым резистором *R* (*K* — контактор); *б* — с пусковым конденсатором

щения. Частота вращения этих полей (об/мин) в пространстве связана с числом пар (p) полюсов, определяемых обмоткой статора, и частотой f_1 напряжения U, питающего эту обмотку, выражением

$$n_1 = |-n_2| = \pm 60f/p. \quad (10\text{-}4)$$

Здесь n_1 — частота вращения прямого поля, а n_2 — частота вращения обратного поля. Знак минус при n_2 указывает, что

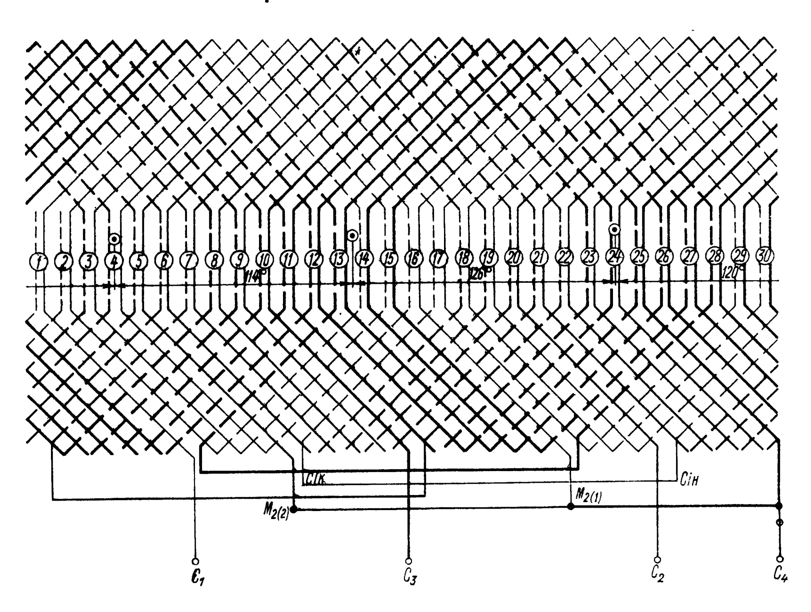


Рис. 10-17. Развернутая схема обмотки статора расщепителя фаз НБ-453А

направление вращения обратного поля является встречным по отношению к вращению прямого поля.

Пусть n — частота вращения ротора. Тогда скольжение ротора относительно прямого поля будет

$$s_1 = \frac{n_1 - n}{n_1}.$$

Так как n имеет тот же знак, что и n_1 (ротор вращается в ту же сторону, что и прямое поле) кроме того, n мало отличается от n_1, скольжение ротора s_1 относительно поля будет составлять, как в обычных асинхронных трехфазных двигателях, около 0,01—0,02 (1—2%). При неподвижном роторе $s_1 = 1{,}0$, а при синхронной частоте вращения ротора $s_1 = 0$. По отношению к обратному полю ротор вращается почти с двойной частотой и, сле-

довательно, скольжение его относительно обратного поля будет выражаться формулой

$$s_2 = 2 - s_1.$$

Частота э. д. с. $E_{2(1)}$, наводимой в роторной обмотке прямым полем, будет равной $f_{2(1)} = s_1 f_1$; обратное же поле наводит в роторе э. д. с. $E_{2(2)}$ частотой

$$f_{2(2)} = s_2 f_1 = (2 - s_1) f_1. \qquad (10\text{-}5)$$

Э. д. с. этих двух частот создают в обмотке ротора токи $I_{2(1)}$ и $I_{2(2)}$. Ток $I_{2(1)}$, взаимодействуя с прямым полем, создает положительный вращающий момент, приводящий ротор во вращение, а ток $I_{2(2)}$ взаимодействуя с обратным полем, создает тормозящий момент. Последний получается очень небольшим не только в режиме холостого хода, но и при работе расщепителя под нагрузкой. Дело в том, что ток $I_{2(2)}$, будучи примерно двойной частоты (10-5), вследствие большого индуктивного сопротивления обмотки отстает от порождающей его э. д. с. $E_{2(2)}$ почти на $^1/_4$ периода. Следовательно, н. с. $F_{2(2)}$, создаваемая этим током, действует навстречу н. с., создающей обратное поле, и тем самым существенно уменьшает обратное поле — демпфирует его.

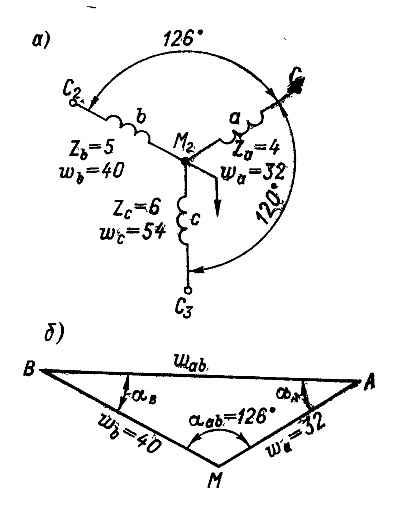


Рис. 10-18. Расщепитель фаз НБ-453А: *а* — пространственное расположение обмоток статора; *б* — треугольник э. д. с.

В результате упомянутый тормозящий момент при малых значениях скольжения получается одного порядка с моментом механических потерь расщепителя.

Значение магнитного потока (Вб) в режиме холостого хода, предполагая, что в зазоре по полюсному делению индукция распределена синусоидально, связывается с напряжением формулой

$$\Phi = U/(4{,}44 f_1 w_{ab}). \qquad (10\text{-}6)$$

В этой формуле

$$w_{ab} = (w_a \cos\alpha_A + w_b \cos\alpha_B)\, k_{w\beta} \qquad (10\text{-}7)$$

представляет собой приведенное к общей оси обмотки фаз a и b так называемое эффективное число витков. Углы α_A и α_B вычисляются из треугольника ABM (рис. 10-18, *б*), в котором

известен угол α_{ab}, являющийся углом между осями фаз a и b, и стороны, представляющие собой число витков этих фазовых обмоток. В формуле (10-7) $k_{w\beta}$ — обмоточный коэффициент, учитывающий сокращение шага катушек обмоток.

Чтобы в режиме холостого хода был получен равносторонний треугольник линейных напряжений, ось обмотки генераторной фазы должна быть направлена под прямым углом к общей оси обмотки фаз a и b. Число же витков этой фазы w_c должно быть пропорциональным высоте равностороннего треугольника линейных напряжений. Обмотка генераторной фазы выполняется с таким же сокращением шага, какой имеют катушки двигательной обмотки. Из соображений получения возможно меньшей асимметрии напряжений первое из приведенных выше условий обычно не выдерживается. Однако это условие учитывается только при уточненных расчетах. Поэтому для практических целей можно определять число витков генераторной фазы в предположении, что это условие выдерживается. Тогда

$$w_c = \frac{U}{4,44 k_{w\beta} \Phi} \cdot \frac{\sqrt{3}}{2}. \qquad (10\text{-}8)$$

Пример. Расщепитель фаз имеет $w_a=32$; $w_b=40$; угол между их осями $\alpha_{ab}=126°$. Из треугольника ABM имеем (рис. 10-18):

$$g\,\alpha_B = \frac{w_a \sin \alpha_{ab}}{w_b + w_a \cos \alpha_{ab}} = \frac{32 \cdot 0,81}{40 + 32 \cdot 0,59} = \frac{25,9}{40 + 18,8} = 0,44,$$

откуда $\alpha_B=24°$;

$$\alpha_A = 180 - (\alpha_{ab} + \alpha_B) = 180 - (126 + 24) = 30°.$$

Сокращение шага катушек: $\varepsilon = \frac{2}{12}$; $k_{w\beta} = \cos \frac{1}{15} 180 = 0,98.$

Эффективное число витков фаз a и b по формуле (10-7):

$$w_{ab} = (32 \cdot 0,87 + 40 \cdot 0,91) \cdot 0,98 = (27,8 + 36,4) \cdot 0,98 = 63 \text{ вит.}$$

Поток при линейном напряжении 380 В по (10-6):

$$\Phi = \frac{380}{4,44 \cdot 50 \cdot 63} = 2,72 \cdot 10^{-2} \text{ Вб.}$$

Число витков в генераторной обмотке по (10-8):

$$w_c = \frac{380 \cdot 0,867}{4,44 \cdot 0,98 \cdot 50 \cdot 2,72 \cdot 10^{-2}} = 56 \text{ вит.}$$

Ввиду того что, во-первых, значение нагрузки на расщепителе изменяется в довольно широких пределах и, во-вторых, питающая сеть (контактный провод) имеет очень широкие границы колебания напряжения, полной симметрии напряжения трехфазного тока на зажимах расщепителя фаз при холостом ходе добиваться не имеет смысла. Наоборот, при отсутствии нагрузки допускаются наибольшие искажения треугольника линейных напряжений (рис. 10-19).

Получающаяся несимметрия напряжений оценивается коэффициентом несимметрии

$$k_u = \frac{U_2}{U_1}, \quad k_{u\%} = \frac{U_2}{U_1} 100\%. \tag{10-9}$$

Здесь U_2 — напряжение обратной последовательности; U_1 — напряжение прямой последовательности.

Несимметрию линейных напряжений можно считать допустимой длительно, если $k_{u\%}$ не превосходит 5%. При малых нагрузках несимметрия допускается до 10—12%, а на короткое время (при пусках) до 30%.

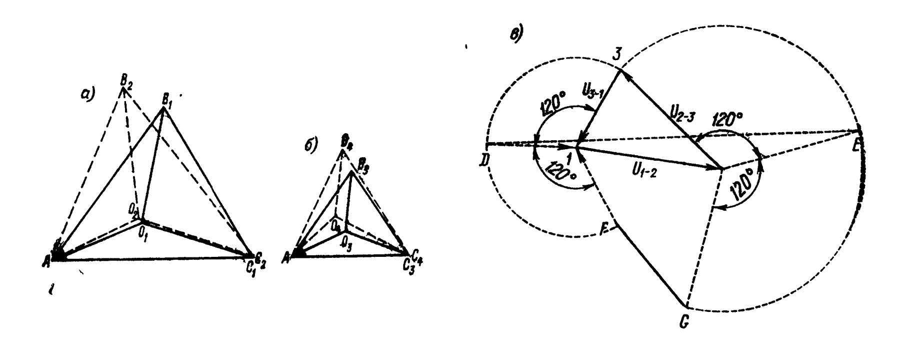


Рис. 10-19. Треугольник линейных напряжений расщепителя фаз типа РФ-1А мощностью 15 кВ·А для электросекций: *а* — при $U_c = 29$ кВ; *б* — при $U_c = 17{,}5$ кВ; (сплошными линиями — малая нагрузка; штриховыми — большая); *в* — графическое определение коэффициента несимметрии напряжения k_u

Работа расщепителя под нагрузкой. Пусть цепь нагрузки является вполне симметричной. Однако напряжение на зажимах расщепителя и, соответственно, токи нагрузки не будут представлять симметричную систему напряжений или токов. В особенности сильное влияние на значение получающегося при этом коэффициента несимметрии оказывает напряжение на контактном проводе (рис. 10-20). Расчетное определение значений тока в различных проводах нагрузки, линейных напряжений на зажимах нагрузки и коэффициентов несимметрии является чрезвычайно трудоемкой задачей.

Для этой цели используются векторные диаграммы токов, н. с. и э. д. с. фазовых обмоток, строящиеся для активной и реактивной нагрузок электродвигателей трехфазного тока, а также активной нагрузки самого расщепителя.

Примеры построения векторных диаграмм даны в [12].

При работе под нагрузкой токи, текущие по фазовым обмоткам расщепителя, вызывают в них активные и реактивные падения напряжения. На размере сторон треугольника линей-

ных напряжений, которые сходятся в вершине C_3 (рис. 10-19), в основном сказывается индуктивное падение напряжения в генераторной фазе, особенно при пуске вспомогательных машин. Для компенсации индуктивных сопротивлений вводят емкость C (рис. 10-16, *б*) между зажимом генераторной фазы и зажимом C_1. Чтобы не происходили повышения напряжения в системе питания при отключении двигателей, общая необходимая емкость распределяется между двигателями, питаемыми расщепителем, т. е. конденсаторы включаются между зажимами двигателя и пускателя. Тогда при отключении того или иного дви-

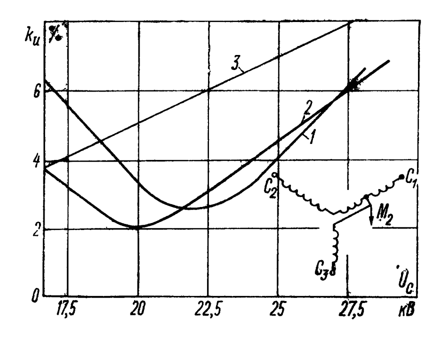


Рис. 10-20. Коэффициент несимметрии расщепителя фаз РФ-1А в зависимости от напряжения сети

1 — полная нагрузка; *2* — средняя нагрузка; *3* — малая нагрузка расщепителя фаз

гателя одновременно отключается и подключенная к нему емкость. Между зажимами расщепителя оставляют только ту емкость которая соответствует малой нагрузке расщепителя и может быть использована при его пуске.

10-4. Вспомогательные машины тепловозов

На линейных тепловозах отечественной постройки (серия ТЭ) такие вспомогательные машины, как компрессор, вентиляторы тяговых двигателей, специальный возбудитель с генератором для питания цепей управления, а также тахогенераторы дизеля, приводятся во вращение от вала дизеля через редукторы. Только вспомогательные топливоподкачивающий и маслопрокачивающий шестеренчатые насосы имеют приводные электродвигатели постоянного тока серийного изготовления. Электродвигатели спарены с приводимыми ими насосами посредством эластичных муфт. Питание двигатели получают от аккумуляторной батареи.

Возбудитель главного генератора и вспомогательный генератор выполнены в виде двухмашинного агрегата (рис. 10-21 и 10-22). Станины обеих машин соединены болтами. Якорь возбудителя *1* и якорь генератора *2* собраны на общем валу, коллекторы обращены в стороны подшипниковых щитов. Для охлаждения машины предусмотрен вентилятор.

Вспомогательный генератор представляет собой машину постоянного тока с независимым возбуждением и регулятором напряжения. Кроме питания цепей управления, он служит и для зарядки аккумуляторной батареи.

Для получения гиперболической внешней характеристики главного генератора $U_г=f(I_г)$ необходимо, чтобы ток в его обмотке возбуждения изменялся по кривой особой формы. Такую характеристику обеспечивают возбудители с осевым (рис. 10-21) или радиальным (рис. 10-22) расщеплением полюсов [9].

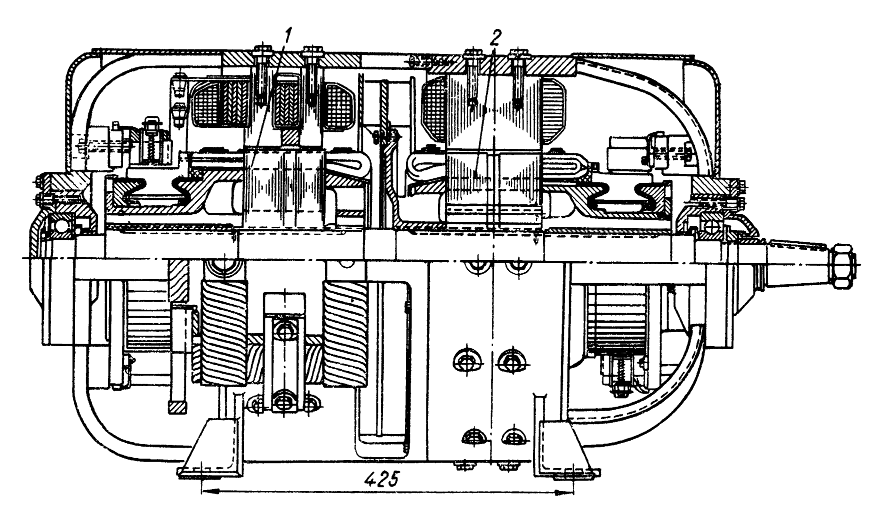


Рис. 10-21. Двухмашинный агрегат тепловоза ТЭ2

1 — возбудитель с осевым расщеплением полюсов; *2* — вспомогательный генератор

При осевом расщеплении (рис. 10-23) полюсы машины разделены вдоль оси на две части. Одна часть полюса (*1*) выполнена нормальной, а другая (*2*) имеет в два раза меньшую ширину и поперечные прорези *3*. Эта конструкция позволяет получить насыщенную магнитную цепь части полюса. На насыщенных частях полюсов размещена обмотка последовательного возбуждения, называемая дифференциальной, которая питается током генератора непосредственно или от обмотки добавочных полюсов. Вторая обмотка охватывает обе части полюсов и питается одновременно от независимого источника и якоря возбудителя. Н. с. обмоток направлены противоположно.

Э. д. с. E_1, индуктированная потоком ненасыщенных полюсов, практически не изменяется (рис. 10-24). Э. д. с. E_2, индуктируемая потоком насыщенных полюсов, уменьшается с увеличением тока генератора. Перегибы кривой определяются насыщением магнитной цепи.

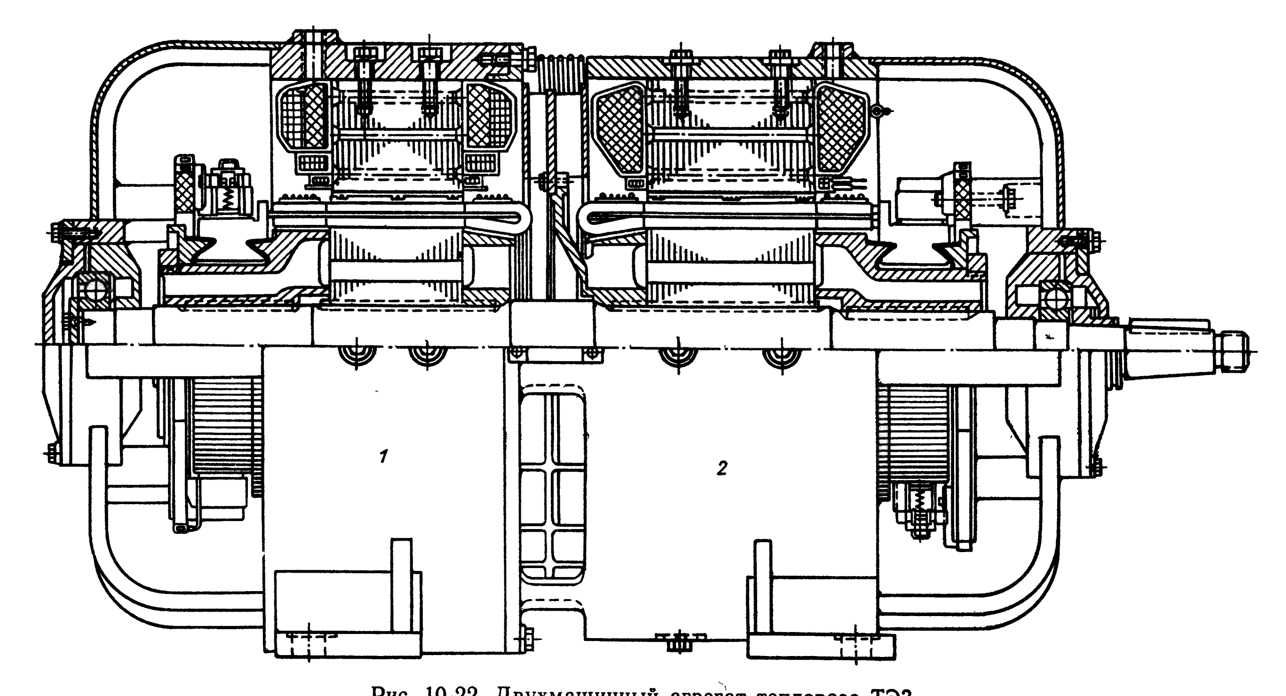


Рис. 10-22. Двухмашинный агрегат тепловоза ТЭ3

1 — **возбудитель с радиальным расщеплением полюсов;** *2* — **вспомогательный генератор**

Сумма э. д. с. E_1 и E_2 обеспечивает нужную — гиперболическую характеристику возбудителя, а следовательно, и тягового генератора, и ограничение максимального напряжения последнего. Изменение сопротивления в цепи независимого возбуждения позволяет смещать характеристику возбудителя почти параллельно самой себе, а изменение сопротивления в цепи параллельного возбуждения — осуществить угловое смещение характеристики.

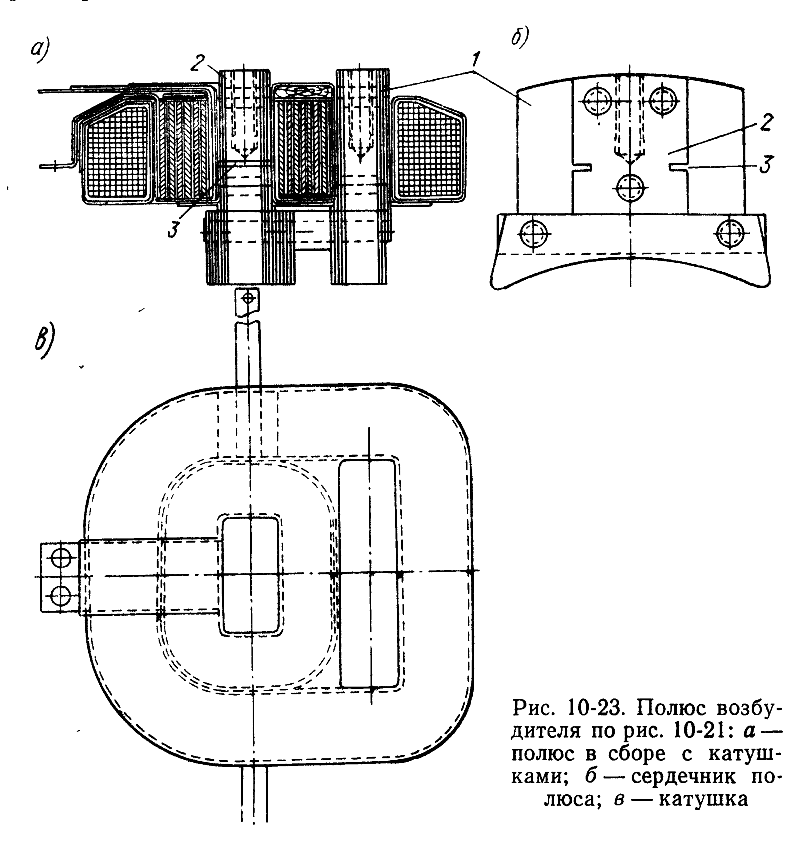


Рис. 10-23. Полюс возбудителя по рис. 10-21: *а* — полюс в сборе с катушками; *б* — сердечник полюса; *в* — катушка

Возбудитель с радиальным расщеплением полюсов выполняется (рис. 10-22) шестиполюсным. Две пары полюсов являются ненасыщенными, и на них размещаются независимая и последовательная обмотки. Пара полюсов, расположенная вертикально, имеет мостики насыщения.

Ненасыщенные полюсы создают э. д. с. E_1. На насыщенных полюсах размещены дифференциальная и параллельная обмотки возбуждения. Они наводят в якоре э. д. с. E_2. Суммарная э. д. с., как и в возбудителе с осевым расщеплением полюсов, обеспечивает необходимую характеристику тягового генератора.

Кроме указанных обмоток возбудители имеют обмотки, обеспечивающие обратные связи по частоте вращения дизеля и току генератора.

Возбудитель с радиальным расщеплением полюсов имеет более простую конструкцию по сравнению с возбудителем, имеющим осевое расщепление полюсов, и точнее обеспечивает требуемую внешнюю характеристику генератора.

За последние годы на отечественных и зарубежных тепловозах преимущественное распространение получили системы регулирования с магнитными усилителями (*МУ*). Регулятор питает обмотку возбуждения возбудителя главного генератора, обеспечивая заданную характеристику. Возбудитель типа В-600 спроектирован на основе возбудителя с расщепленными полюсами ВТ-275/120. Устранение магнитных мостиков и модернизация конструкции позволили увеличить номинальное напряжение возбудителя со 106 до 150 В и, следовательно, мощность с 10 до 15—16 кВт. Возбудитель имеет две независимые обмотки возбуждения — основную, питаемую от *МУ*, и размагничивающую, питаемую от вспомогательного генератора. Последняя служит для уточнения настройки характеристик системы.

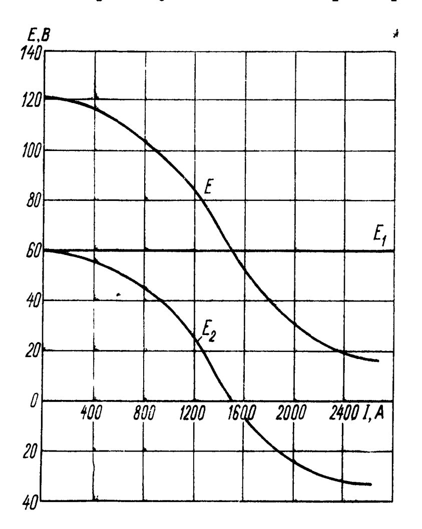


Рис. 10-24. Характеристики возбудителя

Для питания силовых обмоток магнитных усилителей используются однофазные синхронные подвозбудители мощностью 1,1 кВ·А с обмоткой возбуждения на статоре и обмоткой переменного тока на роторе.

На тепловозах с передачей переменно-постоянного тока для возбуждения главного синхронного генератора используется однофазный синхронный возбудитель мощностью 26 кВт и тиристорный регулятор. Для увеличения устойчивости системы регулирования в переходных процессах возбудитель снабжен короткозамкнутой демпферной обмоткой, которая уложена в наконечниках полюсов.

На тех же тепловозах для пуска дизеля используются стартер-генераторы, которые при работе дизеля выполняют функции вспомогательных генераторов.

Стартер-генератор представляет собой машину постоянного тока смешанного возбуждения, рассчитанную на многократные повторно-кратковременные перегрузки при пуске дизеля.

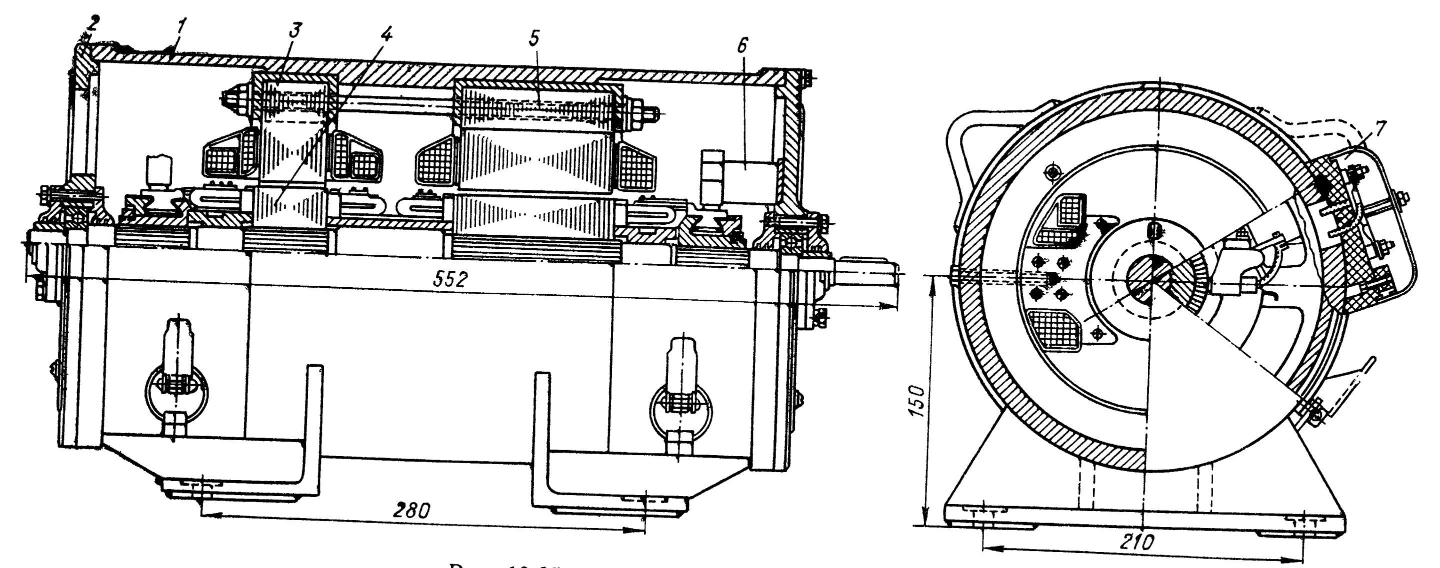


Рис. 10-25. Тахометрический агрегат типа А-703

1 — корпус; *2* — подшипниковый щит; *3* — ярмо тахогенератора ТГ-83/45; *4* — якорь; *5* — ярмо тахогенератора ТГ-83/100; *6* — щеточная траверса; *7* — коробка выводов

Тахогенераторы (два на один дизель) объединены в общий тахогенераторный агрегат, приводимый во вращение от редуктора скорости посредством клиноременной передачи. Это однокорпусная машина с якорями, насаженными на один вал. Один из тахогенераторов (ТГ-83/100) включен в узел автоматического регулирования мощности дизеля, другой (ТГ-83/45) работает в узле ограничения пускового тока.

Магнитные двухполюсные системы обоих тахогенераторов выполнены шихтованными из трансформаторной стали и заключены в общий корпус — стальную станину агрегата (рис. 10-25), от которой они отделены немагнитным материалом — слоем алюминиевого сплава. Этим устройством исключается влияние на работу тахогенераторов внешних магнитных полей.

На полюсах тахогенератора размещаются две обмотки: независимая и последовательная. Последняя служит для компенсации реакции якоря.

В номинальном (часовом) режиме работы тахогенераторы имеют следующие мощности: ТГ-83/100—0,624 кВт при напряжении 78 В; ТГ-83/45—0,12 кВт при напряжении 12 В и частоте вращения 4000 обмин. Это соответствует работе дизеля на 16-м положении контроллера машиниста.

На тепловозе с электрической передачей переменно-постоянного тока в качестве тахогенератора используется возбудитель типа В-4Б синхронного генератора, питающего силовые обмотки магнитных усилителей, а также тахогенератор типа ТГ-83/45 мощностью 0,12 кВт.

10-5. Тенденции в развитии вспомогательных машин

1. Введение статических полупроводниковых преобразователей. В частности, в 1970 г. ТЭВЗом вместо мотор-генератора для рекуперации установлен управляемый тиристорный преобразователь. В результате повысился к. п. д. электровоза при рекуперации и была обеспечена большая плавность переходных процессов.

2. Повышение напряжения цепи управления. Увеличение мощности электровозов и применение на них новых устройств связи, сигнализации и управления потребовало увеличения мощности вспомогательных устройств и особой надежности их работы. Поэтому признано целесообразным повысить напряжение цепей управления до 110 В. Применение такого напряжения позволит унифицировать некоторое оборудование на электровозах и тепловозах.

3. Применение на якорях бандажей из стеклоленты. Во Всесоюзном научно-исследовательском институте электровозостроения проведены работы по замене проволочных бандажей бандажами из стеклоленты, изготовленных из ориентированных стеклонитей и пропитанных термореактивным ла-

ком ФЛ-98 или полиэфирами. Это позволяет экономить дефицитную луженую проволоку, оловянистый припой и повышает прочность и надежность работы бандажей, а также снижает вероятность повреждения обмотки в процессе наложения бандажа и пробоя при круговом огне и перебросе. Бандажные ленты выдерживают усилие на разрыв до $(80 \div 85) \cdot 10^7$ Па. Исключение подбандажной изоляции позволяет уложить большее число витков бандажа из стеклоленты.

В настоящее время изготовлена и пущена в эксплуатацию большая партия вспомогательных машин ДК-405К, НБ-404А, НБ-430А с бандажами из стекломатериалов.

4. Применение пластмасс для изготовления коллекторов и изоляции обмоток. На РЭЗе, НЭВЗе и ТЭВЗе проведены работы по применению пластмасс для изготовления коллекторов электрических машин. Изготовлены коллекторы генераторов ДК-405 и двигатель-вентиляторов НБ-430А на пластмассе АГ-4. Эксплуатация показывает, что масса АГ-4 обладает хорошими характеристиками, позволяющими широко использовать ее при изготовлении коллекторов всех вспомогательных машин.

Применение пластмасс для коллекторов обеспечивает экономию слюды и меди, уменьшает трудоемкость их изготовления (не снижая эксплуатационную надежность), уменьшает их массу и стоимость (последняя снижена на 30—35%).

5. С целью повышения надежности работы вспомогательных машин и снижения их стоимости за счет экономии слюдосодержащих материалов осуществляется замена корпусной изоляции секций обмотки якоря и катушек полюсов стеклоэскапоновой лентой. Эта лента представляет собой лакоткань с нанесенным на нее тонким слоем эскапонового компаунда. Лента имеет пробивное напряжение порядка 40 кВ/мм.

6. Во избежание пробоя цепи питания вспомогательных машин падающей с контактного провода на трансформатор волной перенапряжения низковольтную обмотку трансформатора, питающую двигатели вспомогательных машин, подключают к заземленной точке первичной обмотки трансформатора, или же для питания двигателей вспомогательных машин предусматривается особый трансформатор (рис. 10-16).

ГЛАВА ОДИННАДЦАТАЯ

ВЕНТИЛЯЦИЯ И НАГРЕВ ТЯГОВЫХ ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ МАШИН И ТРАНСФОРМАТОРОВ

11-1. Основные типы вентиляции

Все тяговые машины охлаждаются посредством продувания через них воздуха, т. е. выполняются вентилируемыми. Машины закрытого типа (без доступа внутрь наружного воздуха) имеют применение лишь в рудничных электровозах или работают в качестве вспомогательных машин. Трансформаторы имеют масляное или газовое охлаждение.

Влияние вентиляции на длительную мощность, развиваемую машиной, весьма значительно. Так, например, длительная мощность закрытого трамвайного двигателя составляет около 25—35% его часовой мощности. Применением же вентиляции длительную мощность можно повысить вдвое и даже более.

Машины мощностью до 200—250 кВт и большинство дизель-генераторов выполняются самовентилирующимися. В крупных машинах воздух подается вентилятором, имеющим приводной двигатель, не зависящий от охлаждаемой машины. Такую вентиляцию называют независимой.

У двигателей с самовентиляцией количество воздуха, прогоняемого через машину, пропорционально частоте вращения, следовательно, чем выше частота вращения, тем лучше охлаждаются внутренние части машины. Во время стоянки вентилятор не вращается, поэтому интенсивность охлаждения двигателя уменьшается. При независимой вентиляции количество воздуха, прогоняемого через тяговый двигатель, не зависит от частоты вращения якоря. Следовательно, двигатель может охлаждаться и во время стоянки.

Различают вентиляцию вытяжную и нагнетательную. При вытяжной вентиляции вентилятор расположен в месте выхода воздуха из машины. При этом типе вентиляции внутри машины давление получается несколько ниже атмосферного. При нагнетательной вентиляции вентилятор под некоторым давлением, превышающим атмосферное, нагнетает воздух в машину.

А. Самовентилирующиеся машины

Наиболее распространенными типами самовентиляции при вытяжной системе являются простая параллельная и секционированная параллельная, а при нагнетательной — простая одноструйная.

Вытяжная вентиляция. При простой параллельной вентиляции с вентилятором, установленным со стороны, обратной коллектору (рис. 11-1), воздух засасывается в двигатель сквозь

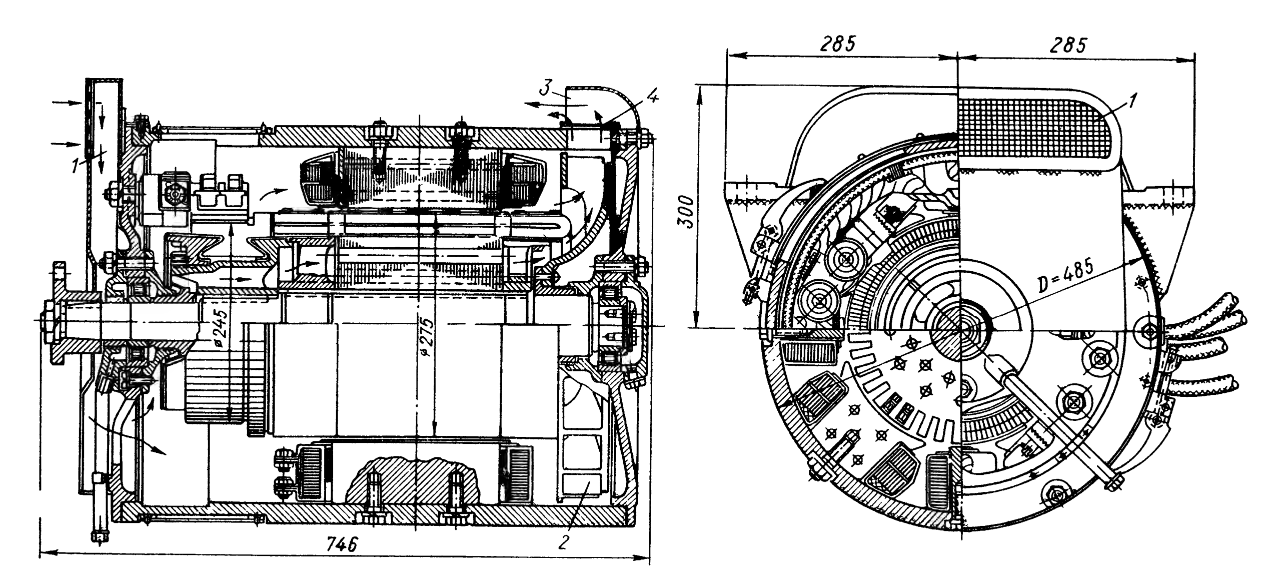


Рис. 11-1. Трамвайный двигатель ДК-255А с простой параллельной вытяжной вентиляцией

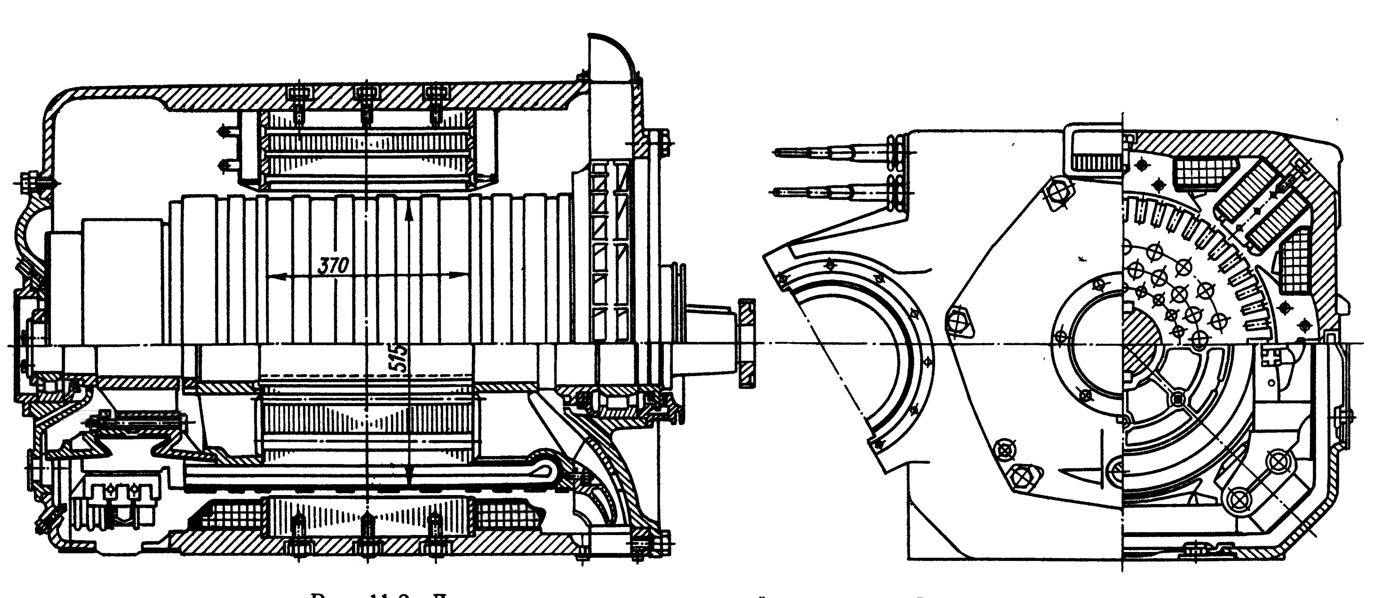


Рис. 11-2. Двигатель с секционированной параллельной вентиляцией

сетку или фильтр *1*, поступает во внутреннее околоколлекторное пространство двигателя и идет далее двумя параллельными струями; одна из них — между катушками главных и добавочных полюсов, другая — по каналам внутри якоря. Воздух подсасывается центробежным однокамерным вентилятором *2* и выбрасывается наружу через выходное отверстие *3*, защищенное сеткой *4*. При этом типе вентиляции бóльшая часть воздуха идет снаружи якоря. Этот тип вентиляции особенно пригоден для двигателей, у которых при пуске создается мощное поле и нагревающиеся катушки нуждаются в усиленном охлаждении (рис. 3-10).

При применении секционированного вентилятора (рис. 11-2) получается секционированная параллельная вентиляция. Каждая из двух струй воздуха получает как бы свой вентилятор. При этом несколько повышается количество воздуха, проходящего внутри якоря.

Двигатель с вентиляцией этого типа имеет часовую мощность 250 кВт при частоте вращения 690 об/мин и напряжении 3000/2 В; он является наибольшим по часовому моменту ($M_{час}$=3500 Н·м) двигателем электропоездов. Вентилятор этого двигателя имеет своеобразную обтекаемую форму с отношением наружного диаметра к диаметру якоря, равным 1,24.

При установке со стороны коллектора используются как однокамерные, так и двухкамерные вентиляторы, причем в первом случае получается простая параллельная вентиляция, во втором — секционированная параллельная.

Двигатель с однокамерным вентилятором и фильтром *2* для очистки воздуха (рис. 11-3) имеет часовую мощность 90 кВт при частоте вращения 800 об/мин. Площадь входных отверстий в этом двигателе равна примерно 50% выходной площади вентилятора. Отношение наружного диаметра силуминового вентилятора *3* к диаметру якоря равно 1,33. Вентилятор насажен непосредственно на якорную втулку *1*, чем устраняется возможность раскачивания коллектора вентилятором.

Этот тип вентиляции особенно пригоден для самовентилирующихся коллекторных двигателей однофазного тока.

Нагнетательная вентиляция. При простой одноструйной нагнетательной вентиляции (рис. 11-4) воздух засасывается вентилятором со стороны передачи и нагнетается в полость перед катушками. Отсюда, обдувая наружную поверхность якоря и катушек, он идет в камеру коллектора, обдувает коллектор и через щели между крышкой коллекторного люка и станиной выходит в атмосферу.

При этом типе вентиляции сложно осуществить обдувание якоря изнутри, что ограничивает область применения этой системы лишь двигателями часовой мощностью не свыше 60 кВт.

Достоинством этого типа вентиляции является то, что шума от вентилятора значительно меньше.

Б. Машины с независимой вентиляцией

Этот тип вентиляции применяется в мощных генераторах тепловозов и в мощных тяговых двигателях. При независимой вентиляции применяются исключительно нагнетательные вентиляторы. Они забирают воздух из атмосферы или из того по-

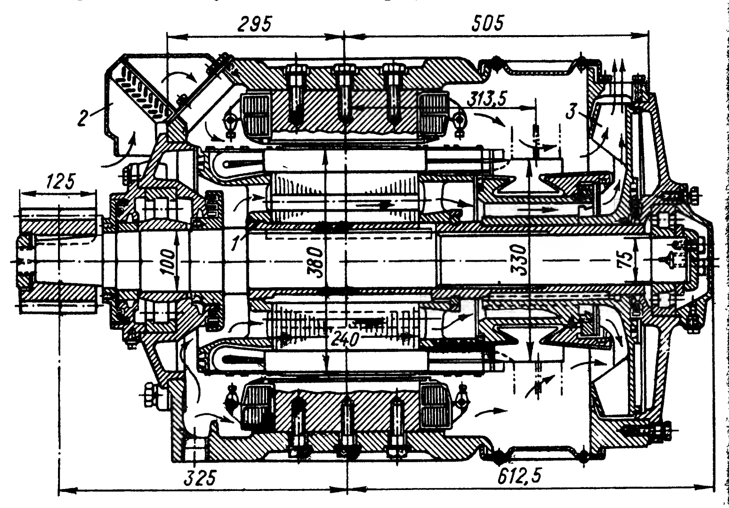


Рис. 11-3. Тяговый двигатель для электропоезда с однокамер-

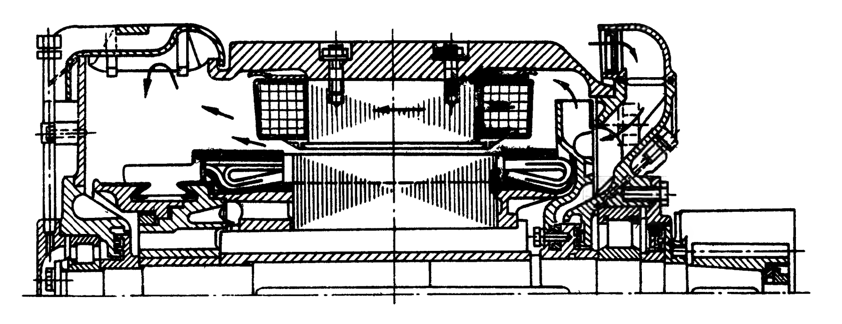
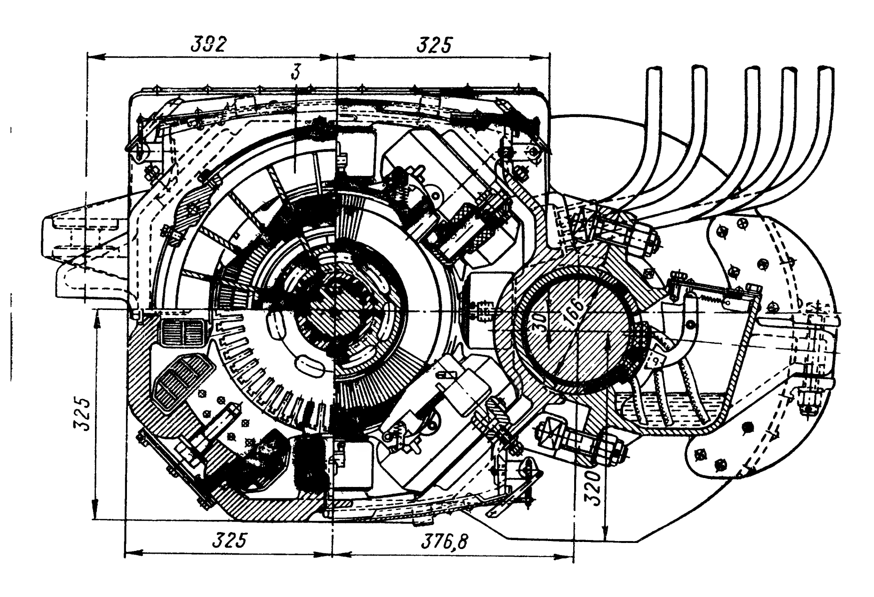


Рис. 11-4. Двигатель с простой нагнетательной вентиляцией

мещения электровоза или тепловоза, где установлены, и нагнетают его по воздухопроводам в тяговую машину. У подвесно-осевого двигателя последнее звено воздухопровода должно быть выполнено в виде гибкого рукава.

Теплый воздух из машины выпускается или непосредственно в атмосферу, или в кузов электровоза.

Основной системой независимой вентиляции в тяговых машинах постоянного тока является параллельная. При этом возможно как прямое — со стороны коллектора (рис. 11-5), так и обратное направления движения воздуха (рис. 11-6). Воздух



ным вентилятором со стороны коллектора

в обоих случаях поступает через патрубок, к которому подходит воздухоподающий рукав. Выход воздуха в первом случае осуществляется через отверстия, расположенные в задней стенке станины двигателя и в заднем подшипниковом щите, а во втором — через отверстия, расположенные сбоку станины со стороны коллектора.

Существуют тяговые двигатели, в которых струя воздуха, выходящая из якоря, не смешивается внутри двигателя со струей, проходящей снаружи якоря (рис. 11-7). Такое разделение выхода струй несколько повышает количество воздуха, проходящего по внутренним каналам, усиливая этим охлаждение якоря.

При вентиляции обратного течения несколько хуже охлаждается коллектор, так как воздух к нему подходит уже подогретый катушками и якорем и, кроме того, несколько меньше воздуха проходит через внутренние каналы якоря вследствие противодавления, создаваемого якорем. Известно, что сам якорь проталкивает внутри себя воздух в направлении от коллектора к заднему подшипниковому щиту.

Подвод воздуха со стороны коллектора имеет ряд достоинств:

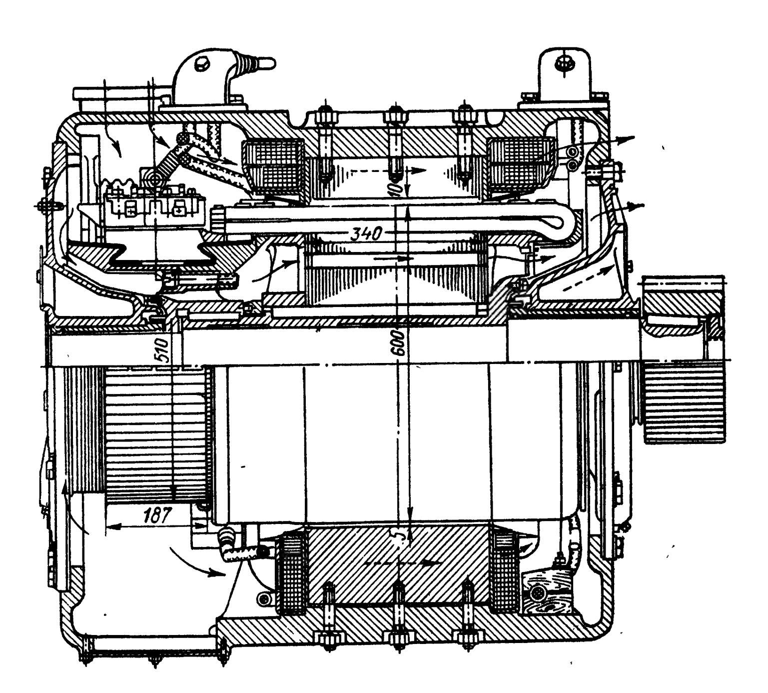


Рис. 11-5. Двигатель с независимой параллельной вентиляцией и поступлением воздуха со стороны коллектора

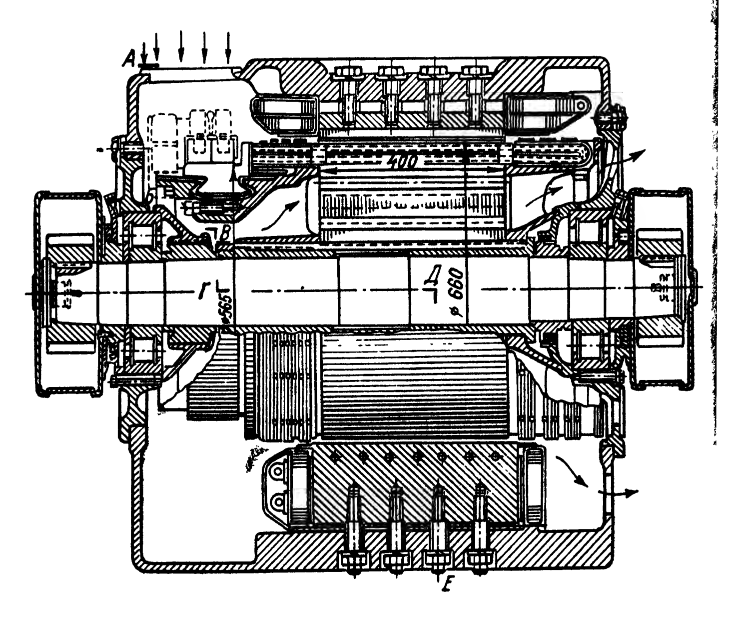


Рис. 11-7. Тяговый

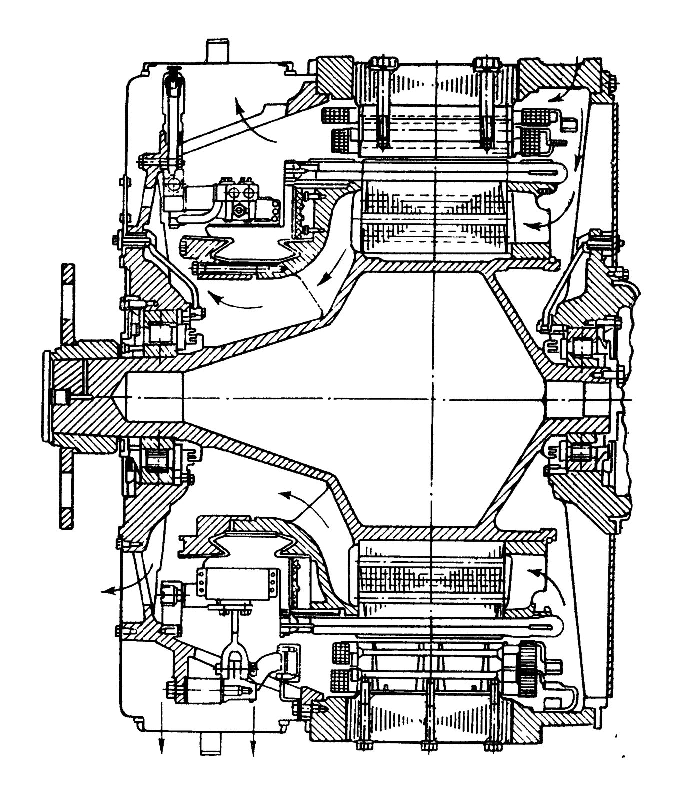
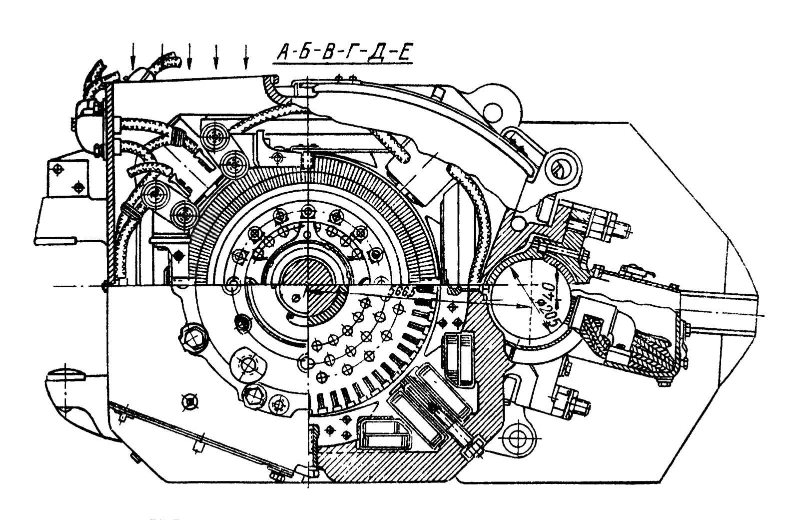


Рис. 11-6. Двигатель ТАО-646 с независимой параллельной вентиляцией и поступлением воздуха со стороны, обратной коллектору



двигатель **НБ-406**

1) у двигателей подвесного типа подключение воздухоподводящего шланга удобнее осуществлять со стороны коллектора; 2) обеспечивается прохождение относительно большего количества воздуха внутри якоря, благодаря чему удается получить несколько большее значение длительной мощности двигателя; 3) достигается более низкая температура петушков коллектора и его поверхности; 4) обеспечивается более интенсивное дутье в камере коллектора, благодаря чему исключается скопление ионизированного воздуха над поверхностью коллектора. Последние два обстоятельства понижают вероятность возникновения кругового огня.

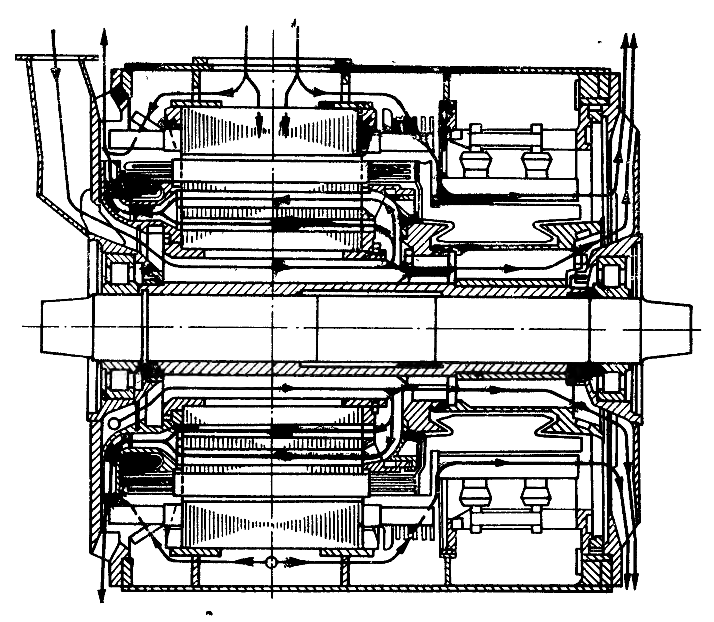


Рис. 11-8. Двигатель однофазного тока с параллельно-возвратной независимой вентиляцией

В двигателях однофазного тока применяется главным образом независимая вентиляция с течением воздуха в направлении к коллектору. Для усиления внутриякорной струи воздуха нередко к коллектору (или с обратной стороны) пристраивается дополнительный вентилятор. В двигателе часовой мощностью 510 кВт при частоте 16 $^2/_3$ Гц (рис. 11-8) каналы якорной втулки подводят воздух к каналам сердечника якоря и ко втулке коллектора. Встроенный вентилятор расположен со стороны, обратной коллектору.

Тяговые генераторы тепловозов исполняются как со встроенным вентилятором, так и с независимой вентиляцией. Благо-

даря тому что они вращаются в одну сторону и работают главным образом с частотами, близкими к их номинальной частоте вращения, самовентиляция получается достаточно эффективной при мощности генераторов до 1500 кВт. Первое из упомянутых обстоятельств позволяет располагать лопатки вентилятора под требуемым углом для улучшения его работы. В сердечнике якоря обычно предусматриваются круглые осевые каналы.

Генераторы, охлаждаемые от независимого вентилятора, имеет смысл выполнять с радиальными каналами в сердечнике якоря.

При разработке конструкции самовентилирующихся машин необходимо стремиться к тому, чтобы обеспечить:

1) наибольший диаметр вентилятора при заданном размере централи двигателя и диаметре оси движущей колесной пары; 2) наибольшие площади выходного и входного отверстий для воздуха; 3) наибольшие площади сечения каналов для прохода воздуха внутри втулки коллектора и сердечника якоря для получения минимального падения напора воздуха в двигателе по внутриякорной струе.

Что же касается сечения каналов между катушками, то они должны быть соразмерны с сечением каналов внутриякорной струи, в особенности при несекционированном вентиляторе, во избежание снижения расхода воздуха внутриякорной струи. Желательно, чтобы он не был ниже 0,3 общего расхода воздуха, проходящего через двигатель.

При самовентиляции количество воздуха, продуваемого через машину, ограничивается конструктивными возможностями, определяющими размеры вентилятора. Это ограничение отсутствует при независимой вентиляции. Однако увеличение количества продуваемого воздуха выше некоторого предела вызывает значительное возрастание потребления энергии на вентиляцию, причем длительная мощность двигателя не повышается. Необходимо, чтобы и при независимой вентиляции не было излишка свободного пространства между катушками и заметно стесненного прохода для внутриякорной струи. Можно признать удачным распределение воздуха, если расход воздуха внутриякорной струи составляет около 0,35 общего расхода воздуха.

Для двигателя однофазного тока, напротив, приходится следить за тем, чтобы внутрь якоря не ответвлялось большое количество возуха, так как у этого двигателя диаметр якоря получается относительно большим и сердечник якоря приходится ставить не на гладкую втулку, а на втулку с ребрами, создающую осевые каналы большого поперечного сечения. Необходимо, чтобы внутриякорная струя не ответвлялась в основной своей части в пространство между ребрами втулки, или же нужно использовать проход между ребрами втулки в последовательном подключении с каналами в сердечнике якоря (рис. 11-8).

11-2. Аэродинамическое сопротивление воздухопровода

Из сосуда *1* (рис. 11-9), внутри которого поддерживается давление H (Па), происходит истечение воздуха в количестве Q (м³/с) со скоростью v (м/с) через отверстие с плавно скругленным входом. При установившемся движении мощность потенциальной энергии HQ сжатого газа, прошедшего через отверстие за одну секунду, превращается в мощность кинетической энергии $\frac{1}{2}\gamma Q v^2$. Следовательно, чтобы было непрерывное движение воздуха со скоростью v, в сосуде требуется поддерживать напор

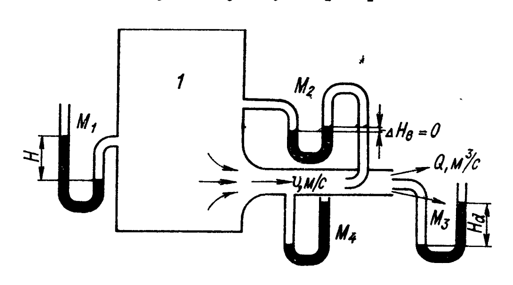


Рис. 11-9. Схема работы напора

$$H_d = \frac{1}{2}\gamma v^2. \quad (11\text{-}1)$$

Здесь $\gamma = 1{,}23$ кг/м³ — плотность воздуха при температуре 50° С и давлении 0,1 МПа. H_d называется динамическим или скоростным напором. Значение этого напора можно измерить, поставив трубку манометра (M_3 на рис. 11-9) у места выхода струи из отверстия.

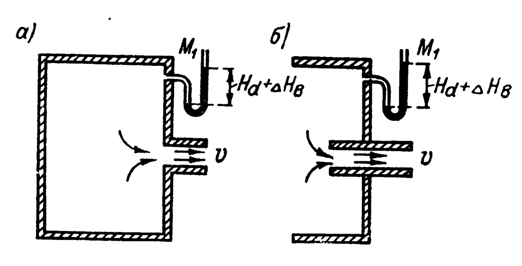


Рис. 11-10. Типичная форма отверстий в воздухопроводах: *а* — с прямоугольными краями; *б* — с выступающими краями

Если выходное отверстие резервуара имеет острые края (рис. 11—10, *а*) или выступающую трубку (рис. 11-10, *б*), то для того чтобы получить тот же расход воздуха Q, напор в резервуаре надо увеличить. Пусть манометр M_1 показывает при этом напор

$$H = H_d + \Delta H_в. \quad (11\text{-}2)$$

Избыток $\Delta H_в$ над скоростным напором H_d, очевидно, представляет собой ту часть напора, котораз затрачена на вход в трубку. На рис. 11-9 эту потерю напора показывает манометр M_2.

В расчетной практике общего и тягового электромашиностроения потери напора представляются в виде части скоростного напора, т. е.

$$\Delta H_в = \xi_в \frac{\gamma}{2} v^2 = \xi_в \frac{1{,}23}{2} v^2 = \zeta_в v^2. \quad (11\text{-}3)$$

В этом выражении $\xi_в$ и $\zeta_в$ называются коэффициентами входного сопротивления. Их значения для входных отверстий различной формы приведены в табл. 11-1.

Таблица 11-1

Коэффициенты входного сопротивления

Форма входного канала	$\xi_в$	$\zeta_в, \times 10^{-2}$
С выступающими краями	0,7—1	43—62
С прямоугольными краями	0,5	31
С закругленными краями	0—0,2	0—12

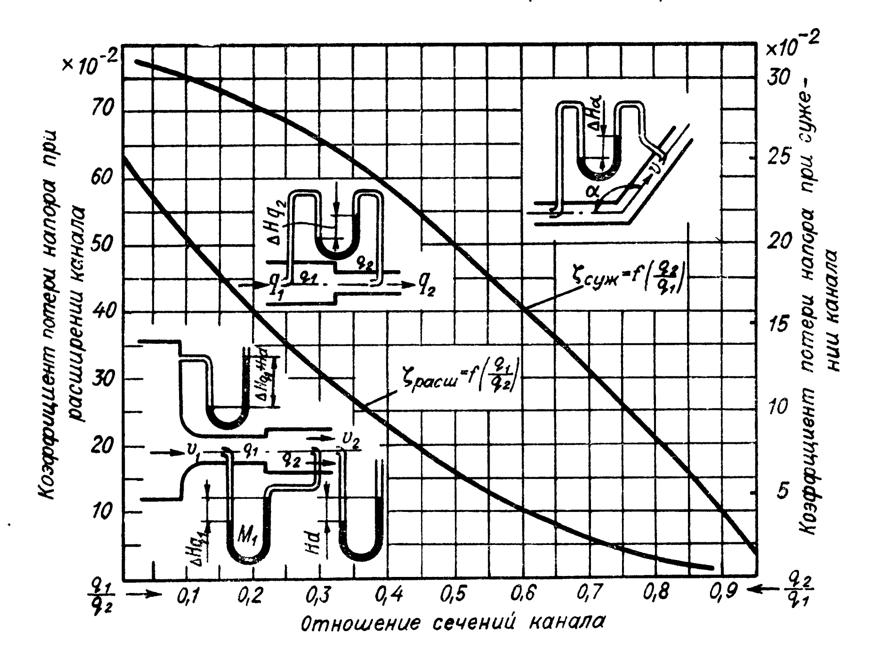


Рис. 11-11. Схемы и график для определения частичных потерь полного напора

Опыт, схема которого представлена на рис. 11-11, показывает, что в случае резкого изменения сечения воздухопровода от меньшего значения q_1 до большего значения q_2 давление H, показываемое манометром M_1, будет равно

$$H = \xi_1 \frac{\gamma v_1^2}{2} + \frac{\gamma v_2^2}{2} = \zeta_{q_1} v_1^2 + \zeta_d v_2^2. \qquad (11\text{-}4)$$

Здесь: v_1 — скорость течения воздуха в меньшем сечении канала; v_2 — скорость в выходном отверстии.

Сравнивая выражение (11-4) с уравнением (11-1), видим, что второй член правой части этого выражения представляет собой скоростной напор, первый же — потерю давления на расширение:

$$\Delta H_{q_1} = \zeta_{q_1} v_1^2. \tag{11-5}$$

Подобной же формулой определяется потеря напора при резком сужении сечения воздухопровода от q_1 до q_2

$$\Delta H_{q_2} = \zeta_{q_2} v_2^2. \tag{11-6}$$

Значения коэффициентов, изображенных на рис. 11-11, получены опытным путем и относятся к средним условиям температуры, влажности и атмосферного давления, какие имеют место при работе электрических машин.

Если канал постоянного сечения имеет поворот (рис. 11-11), то на продвижение воздуха через колено тоже нужно затратить напор

$$\Delta H_\alpha = \zeta_\alpha v^2. \tag{11-7}$$

Здесь коэффициенты сопротивления: для угла $\alpha = 135°$ $\zeta_{135°} = 32 \cdot 10^{-2}$ и для $\alpha = 90°$ $\zeta_{90°} = 70 \cdot 10^{-2}$.

Для узких и длинных каналов следует принимать во внимание еще и трение о стенки каналов. Для осевых каналов в сердечниках статора и ротора оно оценивается также затратой напора

$$\Delta H_r = 6{,}25 \frac{l}{D} \cdot 10^{-2} v^2 = \zeta_r v^2.$$

Следовательно,

$$\zeta_r = 6{,}25 \frac{l}{D} \cdot 10^{-2}. \tag{11-8}$$

Здесь v — скорость движения по каналу, м/с; l — длина, канала, м; D — диаметр канала, м (если сечение канала круглое); $D = \frac{2ab}{a+b}$ — эквивалентный диаметр сечения канала, м (a и b — стороны прямоугольника); $D = 2\delta$ — для равномерного зазора асинхронной машины.

В случае применения каналов непрямоугольного сечения эквивалентным диаметром можно считать диаметр окружности, вписанной в сечение.

Значение напора, необходимого для того, чтобы обеспечить заданный расход воздуха через систему последовательно соединенных каналов, очевидно, должно быть суммой всех частичных перепадов напора, а именно: на вход воздуха в воздухозаборное отверстие, на расширение и сужение канала, на повороты, на трение о стенки канала; кроме того, к сумме всех этих перепадов необходимо прибавить скоростной напор в выходном

отверстии канала. Представляя скорость в том или ином частном сечении как Q/q_i, напор можно определить выражением

$$H = \zeta_{\text{в}} \left(\frac{Q}{q_{\text{в}}}\right)^2 + \sum_{i=1}^{i=n} \zeta_i \left(\frac{Q}{q_i}\right)^2 + \zeta_d \left(\frac{Q}{q_d}\right)^2 . \tag{11-9}$$

Написанное уравнение графически иллюстрируется рис. 11-12 и 11-13, на которых представлена развернутая схема трубопровода и диаграмма давлений.

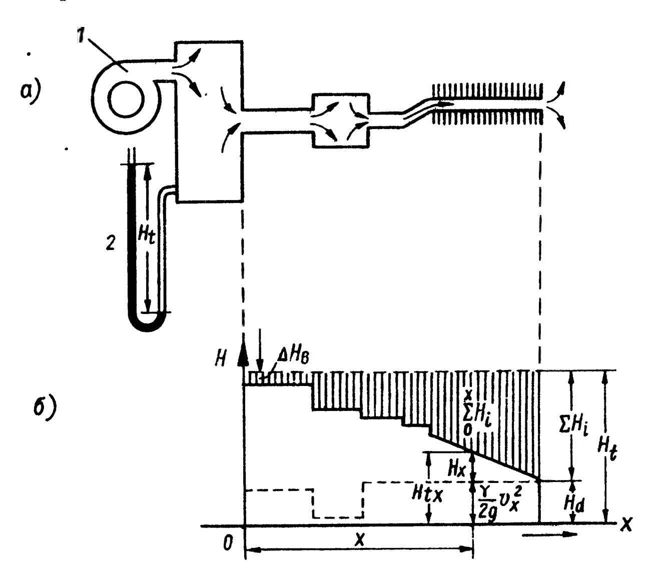


Рис. 11-12. Нагнетательная вентиляция: *а* — схема вентиляции; *б* — график напоров

Вентилятор *1* (рис. 11-12, *а*) расположен до воздухопровода машины, и, следовательно, здесь представлена нагнетательная система вентиляции. При вытяжной вентиляции (рис. 11-13, *а*) вентилятор ставится у выхода воздуха из машины. Создаваемый им статический напор ΣH_i в камере *2*, показываемый манометром *3*, определяется также уравнением (11-9). Ось OX показывает уровень атмосферного давления. Отрезки H_{tx} характеризуют избыток давления над атмосферным (рис. 11-12, *б*).

Как известно из физики (уравнение Бернулли), напор в струе движущейся несжимаемой жидкости, если трубопровод расположен на одной высоте над уровнем моря, является суммой напоров скоростного и статического. Воздух при тех небольших изменениях давления, какие наблюдаются в электрических машинах, можно отнести к несжимаемой жидкости.

Расстояния от оси OX до сплошной линии (рис. 11-12, *б* и 11-13, *б*) представляют собой значения полного напора в данном месте. Они могут быть измерены в любой точке воздухопровода манометром *4* (рис. 11-13, *а*), присоединенным к трубке, вставленной в воздухопровод. Отверстие трубки должно быть расположено навстречу течению воздуха. Расстояния от штриховой линии до сплошной (рис. 11-12, *б* и 11-13, *б*) представляют собой значения статического напора в данном месте. Они

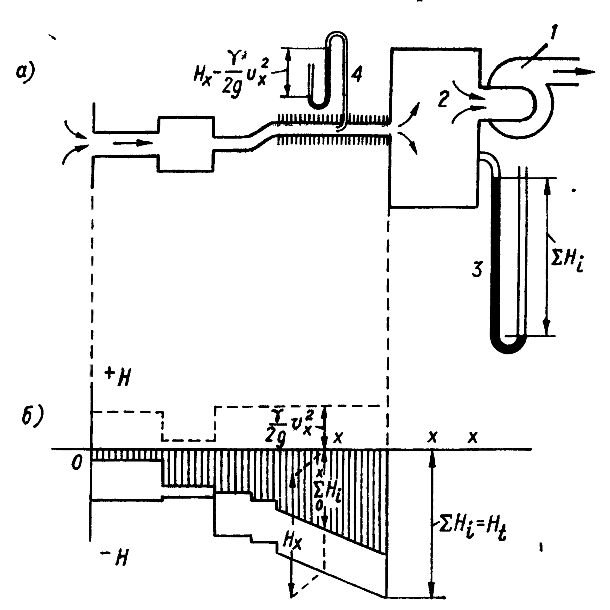


Рис. 11-13. Вытяжная вентиляция: *а* — схема вентиляции; *б* — график напоров

могут быть замерены манометром M_4, присоединенным к трубке, введенной в воздухопровод, как указано на рис. 11-9.

В первом случае измеряется напор, включая его скоростную составляющую, во втором — лишь статический напор, имеющий место в данном сечении воздухопровода.

Возвращаясь к уравнению (11-9), преобразуем его, вынеся за скобки из всех слагаемых, представляющих частичные перепады напора, расход воздуха Q. Получаем

$$H = \left(\frac{\zeta_в}{q_в^2} + \sum_{i=1}^{i=n} \frac{\zeta_i}{q_i^2} + \frac{\zeta_d}{q_d^2} \right) Q^2 = ZQ^2. \qquad (11\text{-}10)$$

Величина, заключенная в прямые скобки, для воздуха данной плотности, очевидно, является функцией лишь геометриче-

ских размеров воздухопровода и называется аэродинамическим сопротивлением воздухопровода. Расчетное определение его производится по формуле

$$Z = \frac{\zeta_{в}}{q_{в}^2} + \sum_{i=1}^{i=n} \frac{\zeta_i}{q_i^2} + \frac{\zeta_d}{q_d^2}. \qquad (11\text{-}11)$$

Зависимость между напором и расходом воздуха — характеристика трубопровода, как показывает уравнение (11-10), выражается параболой, построенной в осях $Q — H$.

Рассмотрим, как определяется аэродинамическое сопротивление для различных практических случаев исполнения воздухопроводов.

Последовательное соединение воздухопроводов (рис. 11-14, *а*). Пусть по воздухопроводу *1—2—3—4* прогоняется Q воздуха в секунду. Если аэродинамическое сопротивление участка *1—2* будет Z_{1-2}, а участка *3—4* Z_{3-4}, то напор, необходимый для обеспечения заданного расхода воздуха через весь воздухопровод, будет

$$H = Z_{1-2}Q^2 + Z_{3-4}Q^2 = (Z_{1-2} + Z_{3-4})\,Q^2. \qquad (11\text{-}12)$$

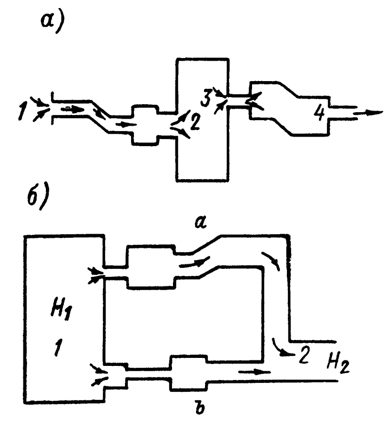


Рис. 11-14. Схема воздухопроводов: *а* — последовательное соединение; *б* — параллельное соединение

Полученное выражение показывает, что аэродинамическое сопротивление двух последовательно соединенных участков воздухопроводов равно сумме их аэродинамических сопротивлений.

Разветвленные воздухопроводы. Воздухопровод (рис. 11-14, *б*) состоит из двух параллельных ветвей. Найдем распределение воздуха по отдельным ветвям, а также аэродинамическое сопротивление воздухопровода в целом. Очевидно, в резервуаре *1* как для трубопровода *a,* так и для трубопровода *b* значения напора одинаковы. То же можно сказать и про вторую, общую для обоих трубопроводов, точку *2*. Поэтому

$$H_a = H_b = H.$$

Следовательно, можем написать для обеих ветвей трубопровода

$$H = Z_a Q_a^2 = Z_{в} Q_{в}^2.$$

Откуда

$$Q_a = \sqrt{H/Z_a} \text{ и } Q_b = \sqrt{H/Z_b}. \qquad (11\text{-}13)$$

Отношение расходов воздуха через тот и другой воздухопроводы получается равным

$$Q_a/Q_b=\sqrt{Z_b/Z_a}, \qquad (11\text{-}14)$$

т. е. распределение воздуха по двум разветвленным трубопроводам обратно пропорционально корню квадратному из отношения их аэродинамических сопротивлений.

Складывая эти два расхода, получаем общее значение расхода через оба канала, т. е.

$$Q=Q_a+Q_b=\sqrt{H}\left(\frac{1}{\sqrt{Z_a}}+\frac{1}{\sqrt{Z_b}}\right). \qquad (11\text{-}15)$$

Подобный же вывод может быть сделан для любого числа параллельно подключенных трубопроводов, т. е.

$$Q=\sum_{i=1}^{i=n}Q_i=\sqrt{H}\left(\frac{1}{\sqrt{Z_a}}+\frac{1}{\sqrt{Z_b}}+\ldots+\frac{1}{\sqrt{Z_n}}\right). \qquad (11\text{-}16)$$

Аэродинамическое сопротивление двух подключенных параллельно трубопроводов может быть получено из выражения (11-15)

$$H=\frac{Q^2}{\left(\frac{1}{\sqrt{Z_a}}+\frac{1}{\sqrt{Z_b}}\right)^2}. \qquad (11\text{-}17)$$

Сравнивая полученное выражение с формулами (11-10) и (11-12), можно сказать, что аэродинамическое сопротивление двух параллельно включенных трубопроводов

$$Z_{ab}=\frac{1}{\left(\frac{1}{\sqrt{Z_a}}+\frac{1}{\sqrt{Z_b}}\right)^2}=\frac{Z_aZ_b}{(\sqrt{Z_a}+\sqrt{Z_b})^2}. \qquad (11\text{-}18)$$

Когда имеется n совершенно одинаковых параллельных путей при сечении каждого из них q_1 общее сечение всего воздухопровода

$$q=nq_1.$$

Очевидно, что если Z_1 — сопротивление единичного пути, то

$$H=Z_1\left(\frac{Q}{n}\right)^2=\frac{\zeta_1}{q_1^2n^2}Q^2=\frac{\zeta_1}{q^2}Q^2, \qquad (11\text{-}19)$$

т. е. расчет можно проводить по общему расходу и по суммарной площади всех параллельных путей, предварительно найдя сопротивление Z_1.

11-3. Приближенный расчет встроенного вентилятора

В самовентилирующихся тяговых машинах обычно применяются вентиляторы центробежного типа (рис. 11-15). Крыльчатка вентилятора состоит из шайбы *1* и кольца *2*, между кото-

рыми расположены лопатки 3. Лопатки прикрепляются как к шайбе, так и к кольцу и образуют между ними кольцевую щель. Когда вентилятор имеет две кольцевые щели (камеры), то выполняется не клепаным, а литым из сплавов алюминия. В тяговых двигателях, работающих при умеренных частотах вращения, вентилятор часто не имеет переднего кольца, т. е. ставится так называемый «открытый» вентилятор (рис. 11-15,*б*). Такой вентилятор применяется, в частности, почти на всех советских двигателях пригородной тяги.

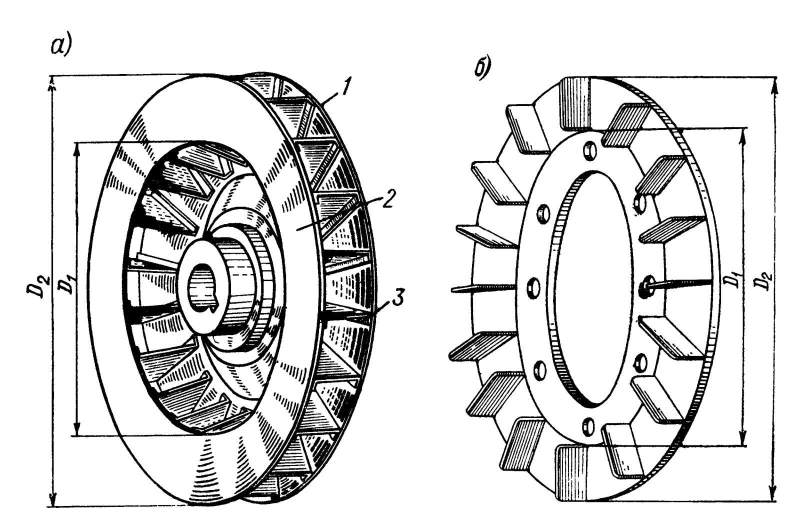


Рис. 11-15. Рабочие колеса центробежного вентилятора: *а* — закрытое; *б* — с открытыми лопатками

В зависимости от частоты вращения машины и необходимости изменять ее направление вращения лопаткам придается соответствующая форма. Для вентилятора быстроходных двигателей, работающих при одном направлении вращения, лопатки выполняются отогнутыми назад (рис. 11-16, *а*), для тихоходных двигателей — с наклоном вперед (рис. 11-16, *б*), для реверсивных — устанавливаются радиально (рис. 11-16, *в*).

Независимо от формы лопаток крыльчатка вентилятора при вращении в любую сторону забирает воздух в кольцевую щель, расположенную по своему внутреннему диаметру D_1 (рис. 11-15 и 11-16, *г*), и выбрасывает воздух через наружную кольцевую щель. Однако вентиляторы с наклонными лопатками, предназначенные для одного направления вращения, при обратном направлении вращения работают менее производительно и с пониженным к. п. д.

Вид кривых зависимости статического напора H, развиваемого вентилятором, и его к. п. д. η от расхода Q ($м^3/с$) для

вентиляторов с одинаковыми размерами (D_1, D_2 и шириной щели b), но с различным наклоном лопаток (для лопаток формы *А*, *Б* и *В*, рис. 11-16), при работе с одной и той же частотой

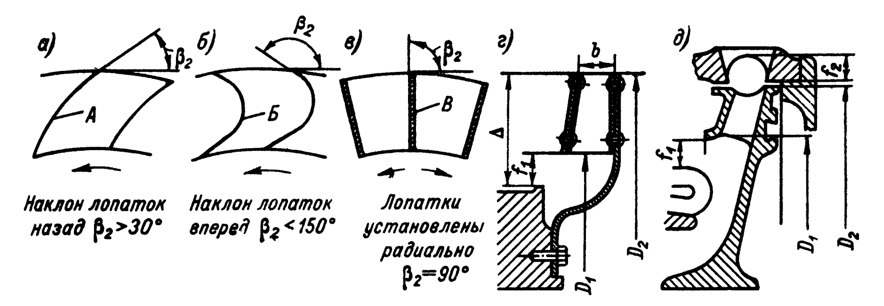


Рис. 11-16. Лопатки различных типов центробежного вентилятора: *а* — быстроходного; *б* — тихоходного; *в* — реверсивного; *г* — клепаного; *д* — литого

Рис. 11-17. Характеристики вентиляторов различного исполнения

вращения представлен на рис. 11-17. Формы *А* и *Б* позволяют осуществить безударный вход воздуха на лопатки.

Условие безударного входа воздуха на лопатки вентилятора состоит в том, что направление относительной скорости воздуха

v_1 при входе должно совпадать с направлением касательной к лопатке на диаметр D_1. К вентилятору, встроенному в машину, воздушная струя подходит закрученной примерно до половины окружной скорости u_1. В сумме с радиальной составляющей v_{1r} скорости движения воздуха получается результирующая скорость движения v_1. Угол наклона лопатки β_2 получается как недостающая сторона параллелограмма при заданных диагонали v_1 и стороне u_1.

Радиальная скорость движения воздуха вычисляется по формуле

$$v_{1r} = Q/S_1, \qquad (11\text{-}20)$$

где $S_1 = 0{,}9\pi D_1 b_1$. Коэффициент 0,9 учитывает уменьшение входной площади за счет толщины лопаток.

В теории вентиляторов доказывается, что статическое давление, развиваемое вентилятором с радиальными лопатками при его холостом ходе, определяется формулой

$$H_0 = \eta_{ст}\gamma\left(u_2^2 - u_1^2\right), \qquad (11\text{-}21)$$

где η — статический к. п. д. вентилятора; $u_1 = \pi D_1 n/60$ и $u_2 = \pi D_2 n/60$ — окружные скорости вентилятора по диаметрам, м/с; γ — плотность воздуха, кг/м^3.

По опытам с вентиляторами, установленными в электрических машинах, при радиальных лопатках $\eta_{ст} = 0{,}6$. Для лопаток, наклоненных вперед, при условии безударного входа воздуха этот коэффициент равен 0,75 (рис. 11-17); для отогнутых назад 0,5.

Холостым ходом считается такой режим работы вентилятора, когда создаваемый им расход воздуха равен нулю, т. е. когда он вращается в замкнутом пространстве.

Другим крайним режимом работы вентилятора является работа его на открытом воздухе. При этом вентилятор имеет максимально возможный для него расход $Q_{макс}$, так как никаких сопротивлений на пути воздуха вне вентилятора нет, и вся работа затрачивается лишь на преодоление собственного сопротивления вентилятора.

Значение максимального расхода воздуха можно с достаточной степенью точности принимать равным

$$Q_{макс} = k_\beta u_2 S_2. \qquad (11\text{-}22)$$

Здесь S_2 — сечение кольцевой щели по наружному диаметру вентилятора

$$S_2 = 0{,}92\,\pi D_2 b_2. \qquad (11\text{-}23)$$

Коэффициент 0,92 учитывает уменьшения выходной площади за счет толщины лопаток. Коэффициентом k_β учитывается форма лопаток; его значение следует принимать, руководствуясь рис. 11-17.

Если роль вентилятора выполняют радиальные каналы сердечника ротора, то, полагая, что ширина паза равна половине пазового деления,

$$S_2 = 0{,}5\,\pi D n_в b_в. \qquad (11\text{-}23а)$$

Здесь $b_в$ — ширина вентиляционного канала; $n_в$ — число вентиляционных каналов.

Для промежуточных расходов между $Q=0$ и $Q=Q_{макс}$ статический напор, развиваемый вентилятором с радиальными лопатками, достаточно точно выражается через напор при холостом ходе следующей формулой

$$H = H_0\left(1 - \frac{Q^2}{Q^2_{макс}}\right). \qquad (11\text{-}24)$$

Мощность вентилятора (Вт)

$$P_в = QH/\eta, \qquad (11\text{-}25)$$

где η — энергетический или механический к. п. д. вентилятора.

Значение механического к. п. д. вентилятора с лопатками различной формы можно принимать по кривым рис. 11-17, где он указан в зависимости от расхода воздуха. Максимум к. п. д. имеет место приблизительно при половине максимального расхода воздуха. Поэтому желательно, чтобы расход воздуха при номинальном (длительном) режиме работы машины был близок к половине максимального расхода вентилятора.

При проектировании встроенных вентиляторов для тяговых электрических машин его основные размеры D_1 и D_2 (рис. 11-16) приходится находить методом вариантных расчетов. Для сокращения труда при этом можно воспользоваться следующими рекомендациями.

1. По геометрическим условиям выбираются внутренний и наружный диаметры вентилятора (D_1 и D_2). Наружный диаметр должен быть на 3—5 мм меньше диаметра расточки в станине для подшипникового щита. Следует проверить при этом, чтобы размер f_2 не получился меньше размера f_1. Последний же в свою очередь не должен быть меньше чем 0,3 h, где h — радиальный размер лопатки, равный

$$h = \frac{1}{2}(D_2 - D_1). \qquad (11\text{-}26)$$

В случае когда вентилятор располагается со стороны коллектора, f_1 измеряется от наружного диаметра корпуса коллектора. Если вентилятор размещается на противоположной стороне, то f_1 измеряется от наружного диаметра лобовых соединений обмотки якоря (рис. 11-16).

2. По формуле (11-12), используя данные рис. 11-17, подсчитывается для соответствующей формы лопаток напор холостого хода H_0.

3. Задаются шириной щели b_2 и подсчитывают максимальный расход воздуха (при $H=0$, рис. 11-17).

Если $Q_{макс}$ получился при этом примерно в 2—3 раза больше, чем требуемый по расчету охлаждения, ширина щели выбрана правильно

$$b_1=b_2\frac{D_2}{D_1}. \quad (11\text{-}27)$$

4. Руководствуясь данными рис. 11-17, строят характеристику вентилятора и на тот же чертеж наносят характеристику воздушной цепи машины ZQ^2. Точка их пересечения дает значение расхода воздуха Q. Но если окажется, что этот расход меньше $^1/_3$ $Q_{макс}$ и в то же время не меньше требуемого расхода Q_1, ширину щели следует несколько уменьшить.

После этого в случае применения нереверсивных машин следует определить наклон лопаток на диаметре D_1 для обеспечения безударного входа воздуха на лопатки при номинальном расходе воздуха.

Общие соотношения при самовентиляции. Найдем для двигателя со встроенным вентилятором зависимость между изменением частоты вращения n, расходом Q, напором H, развиваемым вентилятором, и мощностью $P_в$, затрачиваемой на вентиляцию.

Пусть при частоте вращения n_1 расход воздуха равен Q_1, а развиваемый при этом напор — H_1. Если частота вращения стала равной n_2 (об/мин), то по формуле (11-21) напор, развиваемый вентилятором,

$$H_2=H_1(n_2/n_1)^2. \quad (11\text{-}28)$$

Расход воздуха при этом напоре, согласно уравнению (11-10), составит

$$Q_2=\sqrt{\frac{H_2}{Z}}=\sqrt{\frac{H_1(n_2/n_1)^2}{Z}}=\frac{n_2}{n_1}\sqrt{\frac{H_1}{Z}}=Q_1\frac{n_2}{n_1}. \quad (11\text{-}29)$$

Затрачиваемая на вентиляцию мощность по уравнению (11-25) будет равна

$$P_в=\frac{Q_2H_2}{\eta}=\frac{1}{\eta}Q_1\frac{n_2}{n_1}H_1\left(\frac{n_2}{n_1}\right)^2=\frac{Q_1H_1}{\eta}\left(\frac{n_2}{n_1}\right)^3. \quad (11\text{-}30)$$

Значение к. п. д. при изменении частоты вращения в довольно широких пределах остается тем же, если не изменяется аэродинамическое сопротивление воздухопровода.

Таким образом, получаем, что: а) напор пропорционален квадрату частоты вращения; б) расход пропорционален первой степени частоты вращения; в) расходуемая мощность пропорциональна третьей степени частоты вращения.

11-4. Основы теплового расчета

Тепловой расчет электрических машин производится для определения, насколько температура частей машины будет превышать температуру окружающей среды (перегрев этих частей) в заданном режиме ее работы.

Различаются три основных режима работы тяговых электрических машин: длительный, кратковременный и повторно-кратковременный.

Для тяговых двигателей и тяговых генераторов тепловозов представляет интерес тепловой расчет при длительном и кратковременном (обычно часовом) режимах.

Вспомогательные электрические машины, используемые на подвижном составе железных дорог, обычно работают примерно при постоянной мощности, и лишь двигатели, приводящие во вращение компрессоры, работают в повторно-кратковременном режиме.

При работе машины тепловая энергия потерь в режиме установившегося тепловго равновесия полностью отдается окружающей среде. В обмотке, покрытой изоляцией, тепловая энергия передается внутренней поверхности изоляции, проходит через ее толщу и через наружную поверхность попадает в окружающую среду. Иногда возникающая тепловая энергия передается не непосредственно в окружающую среду, а проходит через соседние соприкасающиеся части машины.

Например, тепловая энергия катушек возбуждения частично переходит через толщу изоляции в полюсы и станину, частично в воздух, омывающий катушки. Течение тепла, как известно из физики, происходит в направлении убывающего теплового потенциала. Это значит, что температура внешнего слоя изоляции должна быть меньше, чем температура ее внутренних слоев, непосредственно прилегающих к меди обмотки; температура же окружающей среды — воздуха , омывающего изоляцию, или же детали, ее охватывающей,— должна быть, в свою очередь, ниже температуры наружного слоя изоляции. Кроме того, надо учесть еще, что во время прохождения через машину воздух, воспринимая тепло от нагретых частей машины, также нагревается. Следовательно, при определении величины перегрева обмотки должны быть учтены: 1) перепад температуры по толщине изоляции; 2) перепад температуры от поверхности изоляции к окружающему воздуху; 3) нагрев окружающего воздуха как охлаждающей среды.

Введем два основных определения, относящихся к течению тепловой энергии.

1. Тепловым потоком P через данную поверхность S назовем то количество тепловой энергии, которое проходит через поверхность за единицу времени (P выражается в Дж/с или, что то же, в ваттах).

2. Плотностью $A\left(\frac{\text{Вт}}{\text{м}^2}\right)$ теплового потока — тепловой напряженностью — назовем количество тепловой энергии, протекающее за 1 с через поверхность 1 м², следовательно, A дает представление об интенсивности течения тепла

$$A = P/S. \tag{11-31}$$

Падение температуры по толщине изоляции, если она выполнена из однородного материала, происходит линейно. Тепловой поток P, проходящий через толщу изоляции, пропорционален размеру ее поверхности S, разности температур θ_β обеих сторон изоляционного слоя, теплопроводности материала изоляции λ и обратно пропорционален ее толщине β. Следовательно, можно написать

$$P = \theta_\beta S \lambda \frac{1}{\beta}. \tag{11-32}$$

Отсюда перепад температуры по толщине изоляции определяется выражением

$$\theta_\beta = P\frac{\beta}{\lambda S} = A\frac{\beta}{\lambda} \tag{11-33}$$

или

$$\frac{\theta_\beta}{\beta} = \frac{P}{S\lambda} = \frac{A}{\lambda} = \text{grad}\, A.$$

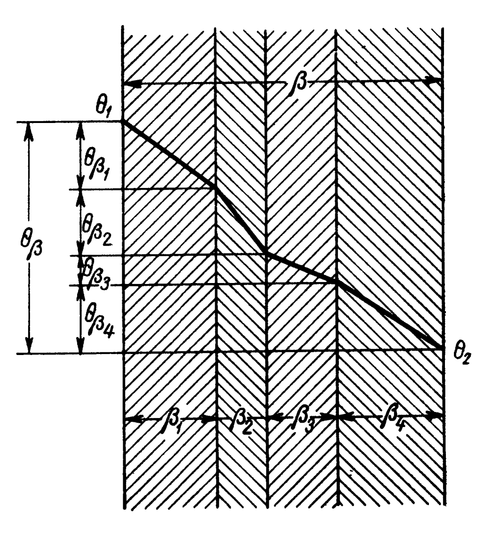


Рис. 11-18. Падение температуры по толщине слоистой стенки

Величина A/λ носит название градиента изменения температуры по толщине изоляции.

Обычно изоляция состоит из нескольких слоев материалов разной теплопроводности. Так как плотность теплового потока одинакова для всех слоев, то на основании уравнения (11-33) можно написать для каждого слоя (рис. 11-18)

$$\theta_{\beta_1} = A\frac{\beta_1}{\lambda_1}; \quad \theta_{\beta_2} = A\frac{\beta_2}{\lambda_2}; \quad \theta_{\beta_n} = A\frac{\beta_n}{\lambda_n}.$$

Сумма же всех перепадов температуры будет равна общему перепаду θ_β по всей толщине изоляции, т. е.

$$\theta_\beta = A\,(\beta_1/\lambda_1 + \beta_2/\lambda_2 + \ldots + \beta_n/\lambda_n). \tag{11-34}$$

В большинстве случаев для слоистых изоляций можно применять полученные из опытов средние значения теплопроводности.

Например, для пазовой изоляции якоря класса В теплопроводность можно принимать равной 0,12 Вт/(м·К), при изоляции классов F и H — 0,26 Вт/(м·К).

Пользуясь средним значением теплопроводности, можно по формуле (11-33) определить сразу тепловой перепад по всей толщине изоляции.

Самым существенным образом снижает теплопроводность слоистой изоляции наличие воздушных прослоек между отдельными слоями. Воздух как среда, исключительно плохо проводящая тепло, очень заметно понижает общую теплопроводность всего слоя изоляции в целом (для воздуха $\lambda=0{,}025$ Вт/м·К). Чем ниже теплопроводность изоляции обмотки, тем выше при заданном значении потерь перегрев обмотки.

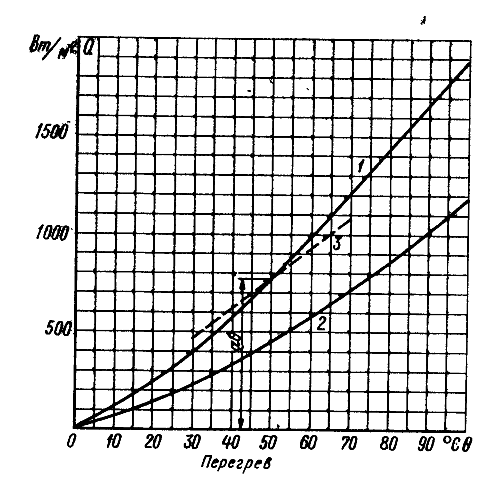


Рис. 11-19. Зависимость количества тепла, снимаемого с 1 м² поверхности, от ее перегрева

Теплоотдача с поверхности нагретого тела в окружающую атмосферу, как известно из физики, происходит двояким путем: излучением в окружающее пространство (лучеиспусканием) и посредством конвекции воздуха, соприкасающегося с поверхностью тела.

Количество тепла, излучаемого в пространство, зависит от свойств поверхности. Например, необработанная поверхность чугунной или стальной отливки излучает тепла почти в пять раз больше, чем полированная.

Количество тепла, уносимого с поверхности конвекцией воздуха, почти не зависит от характера поверхности, но сильно зависит от состояния окружающего воздуха; тело в спокойной атмосфере теряет тепла меньше, чем в потоке воздуха.

Кривая *1* на рис. 11-19 представляет собой зависимость Q количества теплоты, рассеиваемой как в результате конвекции, так и лучеиспускания с 1 м² поверхности при температуре окружающего воздуха 35° С, от перегрева этой поверхности. Количество теплоты, снимаемой с поверхности 1 м² конвекцией воздуха, показано кривой *2*. Кривые относятся к необработанным поверхностям чугунных и стальных частей машины.

Вместо суммарной кривой *1* (рис. 11-19) можно с достаточной степенью точности пользоваться прямой, проходящей через начало координат и через одну из точек кривой. Точка на кри-

вой берется для такой температуры, при которой наиболее часто работает электрическая машина (прямая *3* на рис. 11-19). При этом получается, что поверхность площадью S (м²) перегреве θ отдает тепловой поток

$$P = \alpha S \theta. \qquad (11\text{-}35)$$

Эта зависимость была открыта Ньютоном. В ней α — коэффициент теплоотдачи с поверхности, Вт/(м²·К).

Тепловые исследования электрических машин подтверждают, что точность этой формулы для большинства практических расчетов является достаточной.

Из уравнения (11-35) получаем перегрев поверхности θ над окружающей средой при заданном значении потерь

$$\theta = P/(\alpha S) = A/\alpha. \qquad (11\text{-}36)$$

Значения коэффициентов теплоотдачи для различных поверхностей приведены в табл. 11-2. Эти коэффициенты определены для образцов, находящихся в спокойном воздухе.

Таблица 11-2

Коэффициент теплоотдачи для различных поверхностей

Поверхность	α, Вт/(м²·К)
Чугунная, стальная или железная тонко отшпаклеванная и покрытая лаковой краской (станины, подшипниковые щиты электрических машин)	14,2
Любая, покрытая лаком (не шпаклеванная) . .	16,7
Медная, лакированная матовым или блестящим лаком (медь катушек, шины и т. п)	13,3

Обдуваемое тело. Если тело находится в струе воздуха, то коэффициент теплоотдачи его поверхности значительно повышается за счет усиления конвекции.

Из большого числа формул для учета обдува поверхности, предложенных различными исследователями, наиболее распространенными являются следующие

$$\left.\begin{aligned} \alpha_v &= \alpha(1 + 0{,}1\, v); \\ \alpha_v &= \alpha\left(1 + \eta_0 \sqrt{v}\right). \end{aligned}\right\} \qquad (11\text{-}37)$$

В приведенных формулах: α — коэффициент теплоотдачи в неподвижном воздухе; v — скорость воздуха, омывающего поверхность, м/с; η_0 — коэффициент интенсивности обдувания поверхности (табл. 11-3).

Вторая формула (11-37) дает результаты, более близко совпадающие с опытными, и поэтому в дальнейшем пользуемся только ею. Определяя по ней коэффициент теплорассеяния,

получаем формулу для определения перегрева обдуваемой поверхности

$$\theta_v = \frac{P}{\alpha (1 + \eta_0 \sqrt{v}) S} = \frac{P}{\alpha_v S}. \qquad (11\text{-}38)$$

Таблица 11-3

Коэффициент интенсивности обдувания

Вид поверхности	η_0
Наиболее совершенным образом обдуваемая поверхность	1,3
Поверхность лобовых соединений якоря	1,0
Поверхность якоря по активной длине	0,8
Поверхность катушек возбуждения	0,8
Поверхность коллектора	0,6
Наружная поверхность станины (в тяговых двигателях)	0,5

Коэффициент η_0 учитывает, что не вся поверхность того или иного тела обдувается одинаково интенсивно. Например, две боковые грани станины двигателя, установленного на движущемся электровозе, обдуваются очень интенсивно, задняя же — не столь хорошо. Опыт показывает, что можно принять следующую фоормулу для определения перегрева станины закрытого двигателя

$$\theta_v = \frac{\Sigma P}{16{,}7 (1 + 0{,}5 \sqrt{v}) S_c}, \qquad (11\text{-}39)$$

где v — скорость движения экипажа, м/с; ΣP — сумма всех потерь в двигателе, Вт; S_c — общая наружная поверхность станины и щитов, м^2, вычисляемая по формуле

$$S_c = k_S \left(\pi D l + 2 \frac{\pi D^2}{4} \right),$$

где $k_S = 1{,}25$ — коэффициент, учитывающий увеличение теплоотдающей поверхности станины и щитов от наличия ребер и выступов; D — размер станины по высоте в поперечнике, м; l — полная длина станины двигателя, м.

Вентилируемое тело. Под теплотдачей вентилируемого тела понимаем тот случай рассеяния тепла, когда поверхность закрыта со всех сторон, охлаждающий воздух проходит между оболочкой, закрывающей тело, и поверхностью самого тела. К этому виду теплоотдачи сводятся все случаи охлаждения вентилируемых частей машины.

Отличие этого случая от рассмотренного выше примера с открытой обдуваемой поверхностью заключается в том, что

здесь воздух, проходя мимо охлаждаемой поверхности, постепенно подогревается сам. Вследствие этого в конце своего пути воздух действует менее интенсивно, чем в начале.

В большинстве практических случаев вследствие высокой теплопроводности материала можно принимать, что охлаждаемая поверхность имеет одинаковую температуру по всей длине пути воздуха. Воздух же с достаточной степенью точности можно считать нагревающимся линейно в зависимости от длины пройденного пути. Подобное соотношение представлено на рис. 11-20. Здесь воздух, двигаясь со скоростью v у нагретой стенки, нагревается от температуры ϑ_1 до ϑ_2. Средняя температура воздуха в рассматриваемом пространстве, очевидно, будет

$$\vartheta_в = \vartheta_1 + (\vartheta_2 - \vartheta_1)/2 = \vartheta_1 + 0{,}5\,\theta_в, \quad (11\text{-}40)$$

где $\theta_В = \vartheta_2 - \vartheta_1$ — подогрев воздуха за время прохождения им этого пространства.

Значение среднего перегрева поверхности над средней температурой окружающего ее воздуха, как показано на рис. 11-20, будет равно

$$\theta_v = \theta_a - 0{,}5\,\theta_в$$

или, если ввести обозначение

$$a = \theta_в/\theta_a,$$

$$\theta_в = \theta_a - 0{,}5a\theta_a. \quad (11\text{-}41)$$

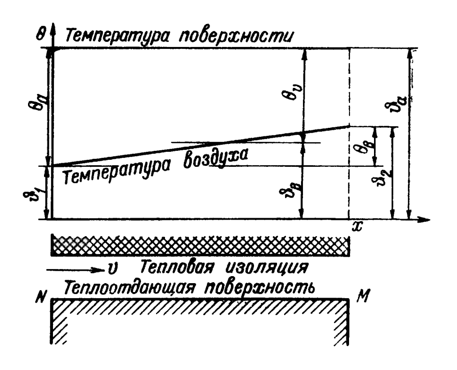


Рис. 11-20. Нагревание воздуха при движении его у нагретой стенки воздухопровода

Решая (11-41) относительно θ_a, получаем выражение для величины перегрева вентилируемого тела по сравнению с температурой ϑ_1 входящего воздуха

$$\theta_a = \frac{\theta_v}{1 - 0{,}5a}. \quad (11\text{-}42)$$

Здесь θ_v — перегрев этого же тела по сравнению со средней температурой вентилирующего воздуха в случае обдува, т. е. по выражению (11-38); a — отношение, в дальнейшем называемое коэффициентом подогрева воздуха.

Как доказывается ниже, a — величина постоянная для заданного расхода воздуха Q (м³/с).

По опытным данным, значение коэффициента подогрева воздуха для однотипных машин колеблется в узких границах. Для самовентилирующихся машин его можно принимать равным 0,4; для машин с независимой вентиляцией — 0,2÷0,3.

Часто бывает необходимо знать расход воздуха через машину, который может обеспечить удаление из нее потерь ΣP (Вт).

Пусть $C_p = 1100$ Дж/(м$^3\cdot$К) — объемная теплоемкость воздуха, тогда .

$$\sum P = C_p(\vartheta_2 - \vartheta_1) Q_в = 1100\,\theta_в Q,$$

$$Q = \frac{\Sigma P}{1100\,\theta_в}. \qquad (11\text{-}43)$$

Значение $\theta_в$ принимается в зависимости от ожидаемого значения перегрева теплоотдающих поверхностей над входящим воздухом θ_a.

Нагревание и охлаждение однородного тела. Пусть в однородном теле массой G (кг), находящемся в спокойном воздухе, ежесекундно возникают потери P (Вт). В начальный момент времени тело имело температуру окружающей среды, т. е. его перегрев относительно этой среды был равен нулю. Вследствие выделяющихся в нем потерь перегрев тела постепенно повышается.

В процессе нагревания для какого-то произвольного времени t перегрев тела будет равен θ. Пусть по истечении небольшого промежутка времени dt перегрев тела станет равным $\theta + d\theta$. Потери Pdt, возникающие в теле в течение рассматриваемого промежутка времени, расходуются на повышение температуры тела и рассеиваются с поверхности тела в окружающую среду.

Количество тепла, запасенного телом, будет равно $cGd\theta$. а количество тепла, рассеянного с поверхности тела S в окружающее пространство, согласно уравнению (11-35), $\alpha S\theta dt$.

Следовательно,

$$P\,dt = cGd\theta + \alpha S\theta\,dt. \qquad (11\text{-}44)$$

Здесь c — удельная теплоемкость тела, Вт$\cdot$с/(кг$\cdot$град).

К этому уравнению можно присоединить второе, представляющее установившееся состояние тела, при котором возникающие в теле потери равны потерям, рассеиваемым телом в окружающую среду, т. е. по уравнению (11-35)

$$P = \alpha S\theta_\infty. \qquad (11\text{-}45)$$

Подставляя значение P из этого равенства в уравнение (11-44), получаем

$$\alpha S(\theta_\infty - \theta)\,dt = cGd\theta$$

или, разделяя переменные,

$$\frac{\alpha S}{cG}\,dt = \frac{d\theta}{\theta_\infty - \theta}. \qquad (11\text{-}46)$$

Введем обозначение:

$$\frac{cG}{\alpha S} = T. \qquad (11\text{-}47)$$

Величину T(с) называют термической постоянной времени.

Решением уравнения (11-46) будет выражение

$$\theta = \theta_\infty \left(1 - e^{-t/T}\right). \tag{11-48}$$

Точно так же можно найти зависимость перегрева тела в функции времени при его остывании

$$\theta = \theta_0 e^{-t/T}, \tag{11-49}$$

где θ_0 — перегрев тела в начальный момент времени.

Кривые нагревания и охлаждения являются экспонентами. Если в случае нагревания начальный перегрев тела не был равен нулю, а был равен θ_0, то перегрев тела по истечении t определяется выражением

$$\theta = \theta_\infty \left(1 - e^{-t/T}\right) + \theta_0 e^{-t/T}. \tag{11-50}$$

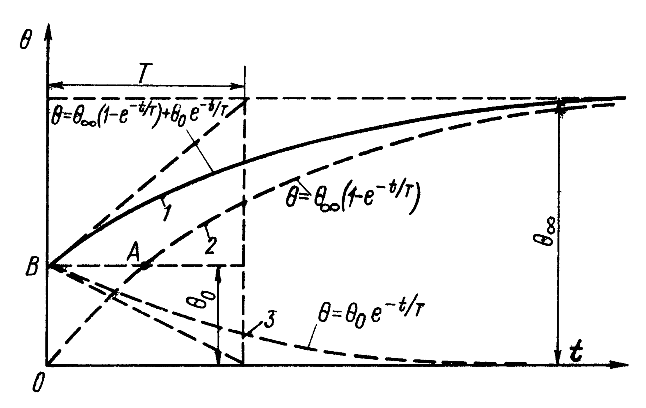


Рис. 11-21. Кривые нагревания (общий случай)

Кривая нагревания *1* (рис. 11-21) получается суммированием двух кривых, показанных штриховыми линиями; кривая *2* представляет первый член формулы (11-50), а кривая *3* — второй член правой части этой же формулы. Первый член этой формулы представляет собой так называемую основную кривую нагревания тела, построенную с перегрева, равного нулю, а второй — кривую охлаждения тела с перегрева, равного θ_0.

Постоянная времени в обоих членах формулы, очевидно, имеет одно и то же значение.

Теоретически перегрев получает свое окончательное значение лишь по истечении бесконечно большого промежутка времени. Практически же через сравнительно небольшой промежуток времени тело достигает установившегося перегрева; подставив, например, в формулу (11-48) вместо T значение $5T$, получим перегрев

$$\theta = 0{,}99\,\theta_\infty,$$

т. е. лишь на 1% отличающийся от установившегося.

Из выражения (11-47) следует, что термическая постоянная определяется условиями охлаждения тела (размер поверхности, коэффициент теплорассеяния) и его физическими данными (теплоемкость и масса) и не зависит от количества выделяющегося тепла.

Так, для случая обдувания тела термическая постоянная времени будет равна

$$T = \frac{cG}{\alpha(1+\eta_0\sqrt{v})\,S} = \frac{cG}{\alpha_v S}.$$

Для вентилируемого тела (рис. 11-22) теплоотдающей считается только та поверхность S, которая омывается воздухом в стесненном пространстве между телом и оболочкой. Скорость движения воздуха равна v, расход воздуха $Q_{\text{в}}$. Нарастание подогрева воздуха предполагается линейным. Установившийся перегрев поверхности над средней температурой воздуха внутри стесненного пространства будет, по уравнению (11-38)

$$\theta_{v\infty} = \frac{\Sigma P}{\alpha_v S}.$$

Установившийся перегрев тела над наружным воздухом, по уравнению (11-41), будет

$$\theta_\infty = \theta_{v\infty} + 0{,}5\,\theta_{\text{в}\infty},$$

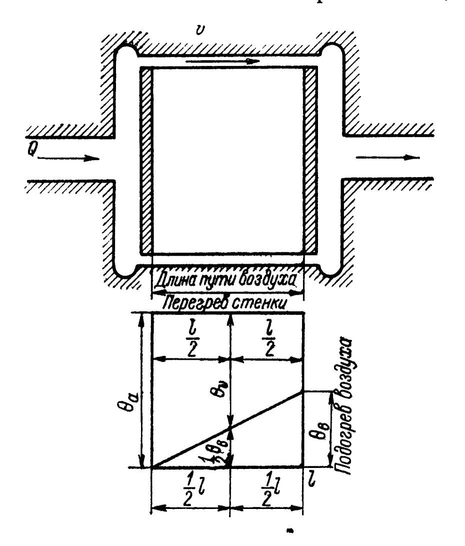


Рис. 11-22. Схема омывания воздухом вентилируемого тела

где $\theta_{\text{в}\infty}$ — установившийся перегрев воздуха при установившемся перегреве тела.

Для произвольного момента времени, когда перегрев поверхности над средней температурой воздуха внутри машины имеет значение θ_v, можно написать, исходя из равенства (11-43)

$$\alpha_v S\theta_v = 1100\,Q\theta_{\text{в}}.$$

Это означает, что потери $\alpha_v S\theta_{\text{в}}$, отданные воздуху поверхностью в течение 1 с, удалены секундным расходом воздуха, подогревшимся при этом на $\theta_{\text{в}}$. Но так как для любого момента времени разность температур поверхности и внутреннего воздуха (если подогрев последнего $\theta_{\text{в}}$)

$$\theta_v = \theta_a - 0{,}5\,\theta_{\text{в}}$$

(где θ_a — превышение температуры поверхности над температурой входящего воздуха), то мы можем написать

$$\alpha_v S (\theta_a - 0,5\,\theta_в) = 1100\, Q\theta_в,$$

откуда

$$\frac{\theta_в}{\theta_a} = \frac{\alpha_v S}{0,5\,\alpha_v S + 1100\, Q_в} = a. \qquad (11\text{-}51)$$

Получаем, что отношение перегрева воздуха $\theta_в$ к перегреву поверхности θ_a над наружным воздухом, т. е. то, что выше было названо коэффициентом подогрева воздуха, зависит лишь от параметров тела и для данного расхода продуваемого воздуха есть величина постоянная.

Таким образом, рис. 11-22 справедлив для произвольного момента времени, и, следовательно, можно сразу написать конечные формулы, аналогичные выражениям (11-48) и (11-49).

Для нагревания

$$\theta_t = \theta_\infty \left(1 - e^{-t/T_a}\right), \qquad (11\text{-}52)$$

где $\theta_\infty = \dfrac{\Sigma P}{\alpha_v (1 - 0,5a)}$ — установившийся перегрев вентилируемого тела.

Для остывания

$$\theta_t = \theta_0 e^{-t/T_a}. \qquad (11\text{-}53)$$

Термическая постоянная времени здесь

$$T = \frac{cG}{\alpha_v S\,(1 - 0,5a)} = \frac{cG}{\alpha_a S}. \qquad (11\text{-}54)$$

Если машина не вентилируется, то ее теплоотдача ухудшается. В этом случае термическая постоянная времени одной и той же части машины при остывании получается большей при нагревании. В повторно-кратковременном режиме нагрева однородного тела предполагается, что потери в теле ΣP возникают только в рабочую часть цикла $t_р$, а в течение $t_п$ паузы потери равны нулю. Таким образом, в течение промежутков времени $t_р$ тело будет нагреваться, а в течение пауз — остывать.

При расчете перегревов машин, работающих в кратковременном или повторно-кратковременном режимах, с целью упрощения выводов и расчетных формул обычно принимают, что потери во всех частях машины в течение рассматриваемого отрезка времени остаются равными значению, которое должно иметь место в конце расчетного промежутка времени. Такое допущение вносит в расчеты некоторый запас.

Если процесс работы начался с холодного состояния тела, то его температурное состояние в функции времени может быть представлено повышающейся пилоообразной кривой (рис. 11-23). После достаточно большого повторения циклов работы тело за

время $t_р$ будет нагреваться на столько же градусов, на сколько будет остывать за время паузы $t_п$.

Расчет должен дать в результате значение перегрева в конце рабочей части цикла работы ($\theta_{макс}$ на рис. 11-23).

По уравнению (11-50) для отрезка кривой нагревания получаем

$$\theta_{макс} = \theta_\infty \left(1 - e^{-t_р/T_р}\right) + \theta_{мин} e^{-t_р/T_р}. \qquad (11\text{-}55)$$

По уравнению (11-49) для отрезка кривой остывания имеем

$$\theta_{мин} = \theta_{макс} e^{-t_п/T_п}, \qquad (11\text{-}56)$$

где $T_п$ — термическая постоянная времени для условий остывания в течение паузы.

Подставив в (11-55) величину $\theta_{мин}$ из (11-56), получаем выражение для наибольшего превышения температуры при повторно-кратковременном режиме работы

$$\theta_{макс} = \theta_\infty \frac{1 - e^{-t_р/T_р}}{1 - e^{-\left(t_р/T_р + t_п/T_п\right)}}. \qquad (11\text{-}57)$$

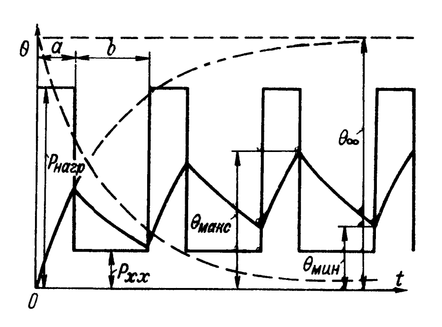


Рис. 11-23. Кривые нагревания при повторно-кратковременном режиме

Здесь θ_∞ — то значение установившегося перегрева тела, которое было бы получено, если совершенно не было бы пауз, т. е. по уравнению (11-38) или (11-42).

Применительно к какой-либо части машины $\theta_{макс}$ не должна быть выше значений, допускаемых нормами.

Режим работы электродвигателя при периодически повторяющихся нагрузках оценивается относительной продолжительностью включения (ПВ), выражаемой в процентах:

$$ПВ = \frac{t_р}{t_р + t_п} \cdot 100. \qquad (11\text{-}58)$$

В каталогах на электродвигатели указывается их мощность при стандартных значениях ПВ: 15, 25, 40 и 60%. Чем меньше ПВ, т. е. чем относительная длительность паузы больше, тем большую мощность может развивать двигатель в течение рабочей части цикла.

При малых значениях ПВ можно пренебречь влиянием потерь в стали на нагрев обмотки якоря. Это позволяет установить связь между длительной мощностью двигателя и той мощностью, которую он может развивать в режиме ПВ, используя метод нагревающего (эквивалентного) тока.

Обозначим относительную продолжительность включения ПВ, выраженную в долях единицы, через ε, т. е.

$$\varepsilon = \frac{t_р}{t_р + t_п}.$$

Если во время паузы действует вентиляция, то $T_р = T_п$. Тогда средний квадратичный ток за цикл работы будет равен

$$I_{экв} = \sqrt{\frac{I^2 t_р}{t_р + t_п}} = I\sqrt{\varepsilon},$$

где I — ток, потребляемый двигателем в течение рабочей части цикла.

Умножив этот ток на значение напряжения питания двигателя U, получаем

$$UI_{экв} = UI\sqrt{\varepsilon}.$$

Левая часть полученного уравнения представляет собой без учета к. п. д. длительную мощность двигателя P_∞. Следовательно, мощность двигателя в режиме с относительной продолжительностью включения ε выражается через длительную мощность формулой

$$UI = P_\varepsilon = P_\infty / \sqrt{\varepsilon}. \qquad (11\text{-}59)$$

Например, при $\varepsilon = 0{,}15$

$$P_{0,15} = P_\infty / \sqrt{0{,}15} \approx 2{,}5\, P_\infty,$$

т. е. в два с половиной раза больше его длительной мощности. Коммутация двигателя (если это коллекторный) или максимальный момент двигателя (если это асинхронный) должны допускать такого рода нагрузку.

11-5. Расчетные методы

А. Основные допущения

Тепловой расчет электрической машины вследствие сложности картины тепловых потоков производится при ряде допущений. При выборе допущений учитывают, что методика расчета, во-первых, по точности результатов должна удовлетворять практическим целям и, во-вторых, не должна требовать несоразмерно большой расчетной работы. Кроме того, степень точности даже самого точного с математической стороны расчета не выше той, которая была достигнута при определении коэффициентов, входящих в расчетные формулы.

При рассмотрении физического процесса рассеяния тепла с поверхности и влияния вентиляции на коэффициент теплоотдачи (§ 11-4) отмечалось, что вместо истинных, реальных зависимостей, определяемых из опыта над схематизированными образцами частей машины, обычно берутся упрощенные зависимо-

сти, обладающие степенью точности примерно ±5% относительно истинных тех или иных физических зависимостей. Эти соображения позволяют для практических тепловых расчетов вентилируемых машин с незначительной осевой длиной сердечника якоря принимать следующие допущения:

1) температура меди как якоря, так и катушек принимается одинаковой для всего объема меди рассматриваемой части;

2) температура сердечника якоря принимается одной и той же для всего объема сердечника якоря, включая зубцы;

3) коэффициент подогрева воздуха, вентилирующего машину, принимается одинаковым для всех параллельных воздушных путей;

4) станина вентилируемых двигателей рассеивает тепло, получаемое от катушек обмоток главных и добавочных полюсов (в некоторой части, очень незначительной, станина получает тепло и от якоря), только своей наружной поверхностью.

Первые три допущения легко оправдать, вспомнив, что тяговые машины имеют очень незначительную осевую длину и, следовательно, значительной разницы в температуре меди машины с того или другого ее торца, а также по толщине катушек не выявляется. Последнее допущение обосновывается тем, что большая часть внутренней поверхности станины закрыта прилегающими к ней катушками.

Рассмотрим методику составления расчетных формул для тепловых сопротивлений применительно к машинам постоянного тока.

Б. Тепловые схемы

Тепловые схемы якоря. Тепло, возникающее в меди якоря, рассеивается в воздух через лобовые соединения и обмоткодержатели, а также переходит в сердечник якоря и совместно с магнитными потерями рассеивается с наружной поверхности якоря, включая поверхности его вентиляционных каналов. При малых тепловых нагрузках меди может наблюдаться и обратное явление, т. е. часть магнитных потерь может переходить в медь обмотки и затем передаваться охлаждающему воздуху.

Процесс установившегося режима работы может быть представлен тепловой схемой, приведенной на рис. 11-24, *а*. Обозначим P_{Cu} — тепловой поток меди якоря, P_c — тепловой поток потерь в сердечнике, $R_в$ — тепловое сопротивление изоляции пазов, R_1 — тепловое сопротивление между наружной поверхностью лобовых соединений обмотки и окружающим воздухом, R_2 — тепловое сопротивление цепи: лобовые соединения — изоляция между ними и обмоткодержателями — воздух, омывающий обмоткодержатели, R_3 — тепловое сопротивление наружной поверхности якоря, R_4 — тепловое сопротивление поверхности вентиляционных каналов якоря.

В тепловом потоке обмоток необходимо учесть, кроме основных потерь, половину добавочных потерь в сердечнике якоря.

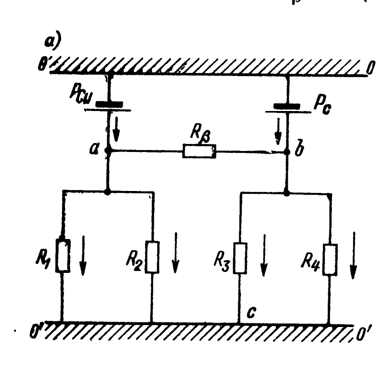
Значения тепловых сопротивлений вычисляются по следующим формулам.

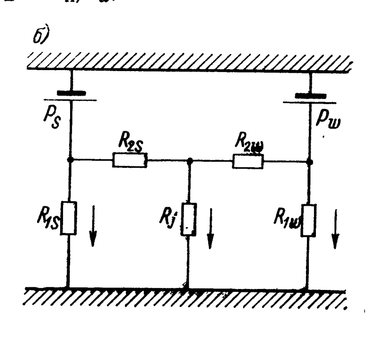
1. Тепловое сопротивление пазовой изоляции

$$R_\beta = \frac{\beta}{S_\beta \lambda}, \qquad (11\text{-}60)$$

причем

$$S_\beta = Z\,(2h_Z + b_п)\, l_a,$$





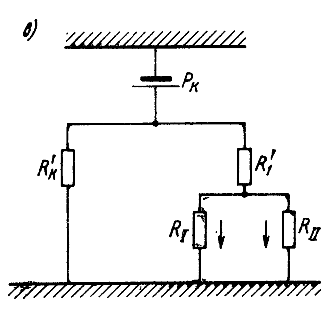


Рис. 11-24. Тепловые схемы: *а* — обмотки якоря; *б* — катушек полюсов; *в* — коллектора

где β — односторонняя толщина пазовой изоляции, м; λ — теплопроводность пазовой изоляции; h_Z и $b_п$ — высота и ширина паза, м; l_a — активная длина якоря, м.

2. Тепловое сопротивление наружной поверхности лобовых соединений обмотки

$$R_1 = \frac{\beta_1}{S_1\lambda_1} + \frac{1}{S_1\alpha\,(1+\sqrt{v_a})\,(1-0{,}5a)}, \qquad (11\text{-}61)$$

где

$$S_1 = 2\pi D_a\left(l_в - \frac{1}{3}\sum l'_б\right)$$

(при общей ширине бандажей $\Sigma l_б'$ на одну сторону лобовых соединений); $\beta_1 = 0{,}15\cdot 10^{-2}$ м и $\lambda_1 = 0{,}16 \div 0{,}25$ Вт/(м·К) — толщина и теплопроводность изоляции наружного покрова лобовых соединений.

3. Тепловое сопротивление изоляции обмоткодержателей передних и задних лобовых соединений обмотки якоря

$$R_2 = \frac{\beta_2}{S_2\lambda_2} + \frac{1}{S_2\alpha\left(1+\sqrt{v_2}\right)(1-0,5a)}, \qquad (11\text{-}62)$$

где

$$S_2 = 2\pi\left(D_a - 2h_Z\right) l_в;$$

причем v — скорость воздуха в каналах обмоткодержателей (берется из вентиляционного расчета); β_2 и λ_2 — толщина и теплопроводность изоляции обмоткодержателей; $l_в$ — длина вылета лобовых соединений.

Значение β_2 принимается равным двойной толщине пазовой изоляции; λ_2 для изоляции класса В принимается равной 0,12, класса F и H — 0,26 Вт/(м·К).

Резисторы R_1 и R_2, подключенные параллельно, дают результирующее сопротивление, равное

$$R_I = \frac{R_1 R_2}{R_1 + R_2}. \qquad (11\text{-}63)$$

4. Тепловое сопротивление наружной поверхности якоря

$$R_3 = \frac{1}{S_3\alpha\left(1+0,8\sqrt{v_a}\right)(1-0,5_a)}, \qquad (11\text{-}64)$$

где при общей ширине магнитных бандажей $\Sigma l'_б$ на активной длине якоря (§ 2-1),

$$S_3 = \pi D_a\left(l_a - \frac{1}{2}\sum l'_б\right).$$

5. Тепловое сопротивление поверхности вентиляционных каналов якоря

$$R_4 = \frac{1}{S_4\alpha\left(1+\sqrt{v_{ак}}\right)(1-0,5a)}, \qquad (11\text{-}65)$$

где S_4 — полная поверхность вентиляционных каналов, м^2; $v_{ак}$ — скорость воздуха в вентиляционных каналах, м/с.

Затем подсчитывается сопротивление R_{II}, получающееся при параллельном подключении R_3 и R_4. Наконец, методом наложения или методом последовательного приближения находят тепловые потенциалы θ_{Cu} и θ_c. Тепловые потоки распределяются правильно, когда падения температуры на участке *abc* (рис. 11-24) и на участке от *a* через R_1 и R_2 (подключенных параллельно) к точке O′ будут одинаковыми.

Тепловые схемы катушек полюсов. Тепло, возникающее в катушках главных и добавочных полюсов, отдается ими: 1) воздуху через обдуваемые поверхности; 2) станине через слой изоляции, прилегающей к станине и полюсам. Станина через наружную поверхность отдает полученное тепло окружающему воздуху (рис. 11-24, *б*). Обозначим P_s — тепловой поток меди

катушек главных полюсов, равный I^2R_s; P_w — тепловой поток катушек добавочных полюсов, равный I^2R_w; R_{1s} — тепловое сопротивление от меди катушек главных полюсов к воздуху; R_{1w} — тепловое сопротивление от меди катушек добавочных полюсов к воздуху; R_{2s} — тепловое сопротивление от меди катушек главных полюсов к станине через изоляцию; R_{2w} — тепловое сопротивление от меди катушек добавочных полюсов к станине через изоляцию; R_j — тепловое сопротивление от наружной поверхности станины к окружающему воздуху.

Отдельные тепловые сопротивления могут быть подсчитаны по следующим формулам

$$R_{1s}=\frac{\beta_{1s}}{S_{1s}\lambda_{1s}}+\frac{1}{S_{1s}\alpha\left(1+0,8\sqrt{v_v}\right)(1-0,5a)}, \qquad (11\text{-}66)$$

где S_{1s} — омываемая воздухом поверхность всех главных катушек, м^2; β_{1s} и λ_{1s} — толщина и теплопроводность изоляции этих катушек; v_v — скорость вентилирующего воздуха между катушками, м/с;

$$R_{1w}=\frac{\beta_{1w}}{S_{1w}\lambda_{1w}}+\frac{1}{S_{1w}\alpha\left(1+0,8\sqrt{v_v}\right)(1-0,5a)}, \qquad (11\text{-}67)$$

где S_{1w}, β_{1w}, λ_{1w} — параметры, аналогичные S_{1s}, β_{1s}, λ_{1s}, но для катушек добавочных полюсов;

$$R_{2s}=\frac{\beta_{2s}}{S_{2s}\lambda_{2s}}, \qquad (11\text{-}68)$$

где S_{2s} — поверхность прилегания главных катушек к полюсу и станине, м^2; β_{2s} и λ_{2s} — толщина и теплопроводность изоляции;

$$R_{2w}=\frac{\beta_{2w}}{S_{2w}\lambda_{2w}},$$

где β_{2w}, S_{2w}, λ_{2w} — величины, аналогичные β_{2s}, S_{2s}, λ_{2s}, но для катушек добавочных полюсов.

$$R_j=\frac{1}{\alpha S_j}, \qquad (11\text{-}69)$$

где S_j — наружная поверхность станины и подшипниковых щитов, м^2.

Коэффициент теплоотдачи α берется без поправки на обдувание при расчете перегревов, когда двигатель испытывается на стенде, т. е. $\alpha=16,7$. При работе двигателя на линии коэффициент теплоотдачи должен выражаться формулой

$$\alpha_v=16,7\left(1+0,5\sqrt{v}\right),$$

где v — скорость движения экипажа на линии, м/с.

Тепловая схема коллектора. От коллектора тепло отходит через наружную поверхность и изоляционные манжеты на втулку, а затем в воздух. Часть теплоты из общей суммы $P_к$ отводится щеточным устройством.

На тепловой схеме (рис. 11-24, *в*) показаны следующие тепловые сопротивления.

1. Тепловое сопротивление наружной поверхности коллектора

$$R'_к = \frac{1}{S_к\, 0{,}6\,(1 + \sqrt{v_к})}, \qquad (11\text{-}70)$$

где поверхность коллектора

$$S_к = \pi D_к l_к.$$

2. Тепловое сопротивление слоя изоляции по площади соприкосновения меди коллектора с нажимными конусами кольца и втулки

$$R'_1 = \frac{\beta_к}{0{,}25\, S'_1},$$

где S_1' — вычисляется по данным конструктивного эскиза.

3. Тепловое сопротивление внутренних каналов коллектора

$$R_I = \frac{1}{16{,}7\,(1 + \sqrt{v_{кан}})\, S_I},$$

где $v_{кан}$ — скорость воздуха в каналах коллектора (берется из вентиляционного расчета); S_I — вычисляется по данным конструктивного эскиза.

Параллельно R_I подключено тепловое сопротивление R_{II} через манжету коллектора в выступающей ее части при окружной скорости v_1 этой поверхности. Оно равно

$$R_{II} = \frac{\beta_i}{S_i \lambda_i} + \frac{1}{S_i \cdot 16{,}7\,(1 + \sqrt{v_i})}; \qquad (11\text{-}71)$$

затем определяется значение сопротивлений резисторов R_I и R_{II}, подключенных параллельно, и результат складывается с сопротивлением R_1', после чего находится результирующее тепловое сопротивление коллектора $R_к$.

При расчете учитываются только потери на коллекторе.

Тепловая схема трансформатора с циркуляционным масляным охлаждением. Наиболее напряженным в температурном отношении режимом работы трансформатора является номинальный при всех включенных обмотках. Пусть в этом режиме общие потери в трансформаторе равны ΣP (Вт). Если, проходя через трансформатор, масло — охлаждающая среда нагревается на $\Delta\theta_c$ (К), то в установившемся режиме на столько же градусов оно должно охладиться при прохождении через охладители. Следовательно, средняя температура масла при прохождении

его как внутри трансформатора, так и по трубам охладителя будет численно одинаковой. Она в § 5-3 обозначена через v_c.

Перегрев меди по отношению к этой температуре масла обозначим через $\theta_{\text{Cu c}}$.

Наиболее напряженной в тепловом отношении является обмотка *ВН*. Если допустить, что при циркуляционной системе охлаждения нет теплообмена ни между обмотками, ни между магнитопроводом и какой-либо из обмоток, то для определения среднего значения перегрева меди θ_{Cu} (5-21) может быть использована тепловая схема, представленная на рис. 11-25. Расчет приводится для цепи обмотки *ВН* с потерями $P_{\text{Cu}1}$. Тепловое сопротивление с меди на масло можно подсчитать по формуле

$$P_{\text{Cu c}}=\frac{1}{\alpha_{\text{Cu c}}(\pi d_1 H_{\text{Cu}}+m\pi d_1 a_1)}. \qquad (11\text{-}72)$$

Здесь $\alpha_{\text{Cu c}}$ — коэффициент теплоотдачи с меди на масло; его можно принимать равным 140 Вт/(м^2·К); d_1 — средний диаметр цилиндра обмотки, м; a_1 — радиальная толщина цилиндра обмотки, м; m — число дисков обмотки.

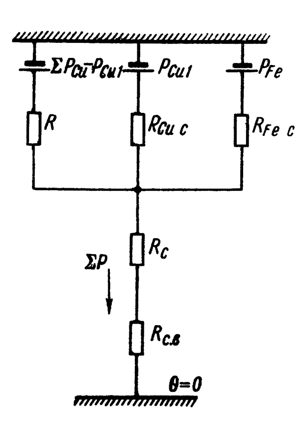


Рис. 11-25. Тепловая схема масляного двухобмоточного трансформатора

Тепловое сопротивление R_c от масла к трубкам охладителя зависит от скорости течения масла в трубках, от характера течения (ламинарное или турбулентное) и от степени неравномерности распределения масла по параллельно подключенным трубкам охладителя. При ориентировочном тепловом расчете можно принять

$$R_c=\frac{1}{200\,S_c}, \qquad (11\text{-}73)$$

где S_c — внутренняя поверхность трубок охладителя, м^2.

Тепловое сопротивление с наружной поверхности охладителя на воздух

$$R_{\text{c. в}}=\frac{1}{S_{\text{c. в}}\alpha\left(1+\sqrt{v_{\text{в}}}\right)(1-0{,}5a)}. \qquad (11\text{-}74)$$

Здесь $S_{\text{c. в}}$ — поверхность ребристых трубок, м^2; α — коэффициент теплоотдачи, равный 16 Вт/(м^2·К) $v_{\text{в}}$ — скорость воздуха между ребрами, м/с; $a=0{,}5$ — коэффициент подогрева воздуха.

Значение искомого перегрева будет

$$\theta_{\text{Cu}}=P_{\text{Cu}\,1}R_{\text{Cu c}}+\sum P\,(R_c+R_{\text{c. в}}). \qquad (11\text{-}75)$$

В. Перегрев обмотки якоря при часовом режиме

Особый интерес представляет определение перегревов обмотки якоря машины, которые получаются при кратковременной работе ее из холостого состояния.

С достаточным приближением часовой перегрев меди якоря может быть подсчитан по формуле (11-48). Порядок расчета при этом может быть предложен следующий.

Подсчитывают все тепловые сопротивления схемы по рис. 11-24, *а*, а затем, зная потери P_{Cu} и P_{Fe} в часовом режиме, по формулам (11-60) — (11-65) определяют соответствующий этим потерям установившийся перегрев $\theta_{I\infty}$. После этого вычисляется средняя термическая постоянная якоря (в ч) по формуле

$$T_a = \frac{c_{Cu}G_{Cu} + c_i G_i + (1,1 \div 1,2)\, c_{Fe}G_{Fe}}{3600} R_{Cu}, \qquad (11\text{-}76)$$

где R_{Cu} — тепловое сопротивление от якоря к воздуху.

Коэффициент 1,1 (11-76) принимается в случае, когда сердечник якоря насаживается на втулку с радиальными ребрами, а 1,2 — на гладкую втулку или вал.

Наконец, пользуются формулой (11-48) для случая нагревания, подставляя вместо t заданное время работы, т. е. 1 ч.

Значения удельной теплоемкости различных материалов приведены в табл. 11-4.

Таблица 11-4

Удельная теплоемкость некоторых материалов

Материал	c, Дж/(кг·К)
Медь	390
Сталь	480
Миканит	925
Асбест листовой	840
Масло	1700—1800
Стекло	800—900

ГЛАВА ДВЕНАДЦАТАЯ

ОСОБЕННОСТИ ИСПЫТАНИЙ ТЯГОВЫХ ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ МАШИН И ТРАНСФОРМАТОРОВ

12-1. Общие сведения и основные схемы испытаний

Для оценки качества электрических машин и соответствия их параметров и характеристик техническим условиям заказа и требованиям ГОСТов (183—74, 7217—66 и 2582—72) все машины и трансформаторы после их изготовления или ремонта

подвергаются испытаниям приемо-сдаточным, типовым и периодическим.

Приемо-сдаточным испытаниям подвергается каждая вновь изготовленная или прошедшая ремонт машина или трансформатор. Типовые испытания проходит первый образец нового типа машины или трансформатора, а также первый образец, построенный после внесения изменений в конструкцию или в процесс изготовления. При серийном производстве проводятся периодические испытания для контроля технологии. Периодичность их оговаривается в условиях заказа.

В программу приемо-сдаточных испытаний коллекторных машин включаются: измерения сопротивления обмоток, испытание на нагрев в часовом режиме и повышенную частоту вращения, проверка частоты вращения и коммутации, измерение сопротивления и электрической прочности изоляции. Для асинхронных машин производятся определение пускового и максимального моментов и все испытания, указанные выше, кроме коммутационных. Приемо-сдаточные испытания выполняются в соответствии с указаниями соответствующих ГОСТов.

В программу типовых испытаний в дополнение к приемо-сдаточным входят: снятие рабочих характеристик, исследование коммутации (определение зоны наилучшей коммутации, снятие кривых распределения напряжения по коллектору), определение кривой к. п. д. при всех рабочих напряжениях двигателя и всех степенях возбуждения, установление или проверка по нагреву данных номинальных режимов работы, вентиляционные испытания, снятие кривых нагревания и охлаждения (для тяговых двигателей и генераторов), измерение индуктивности обмоток, определение массы.

Применительно к тяговым электрическим машинам используются следующие три метода испытаний: 1) непосредственная нагрузка; 2) метод тарированного двигателя; 3) метод взаимной нагрузки.

Первые два способа используются при испытании машин небольшой мощности, причем второй из них — когда требуется получить результаты повышенной точности. На заводах тягового электромашиностроения и в практике депо испытания тяговых двигателей производят методом взаимной нагрузки (возвратной работы). При исследовательских испытаниях двигателей выпрямленного или пульсирующего тока даже большой мощности прибегают к методу непосредственной нагрузки. Исследование переходных режимов работы тоже, как правило, проводится с помощью метода непосредственной нагрузки. Испытания производятся на специально оборудованных для этих целей стендах.

Метод взаимной нагрузки заключается в том, что механическая энергия испытуемого двигателя передается спаренной с ним однотипной машине, работающей в режиме генератора. Электрическая же энергия генератора возвращается в сеть, питаю-

щую эти машины. Обычно энергия, забираемая из сети, в 10—15 раз меньше номинальной мощности одной из испытуемых машин.

Простейшей из схем испытания по методу взаимной нагрузки является схема (рис. 12-1, *а*) с линейным генератором *ЛГ* и вольтодобавочной машиной *ВГ*. Обе машины имеют свой независимый привод и широкую регулировку возбуждения. Линейный генератор и вольтодобавочная машина покрывают потери обеих испытуемых машин схемы. Линейный генератор при этом поддерживает требуемое напряжение на зажимах машины *Д*, работающей в режиме двигателя.

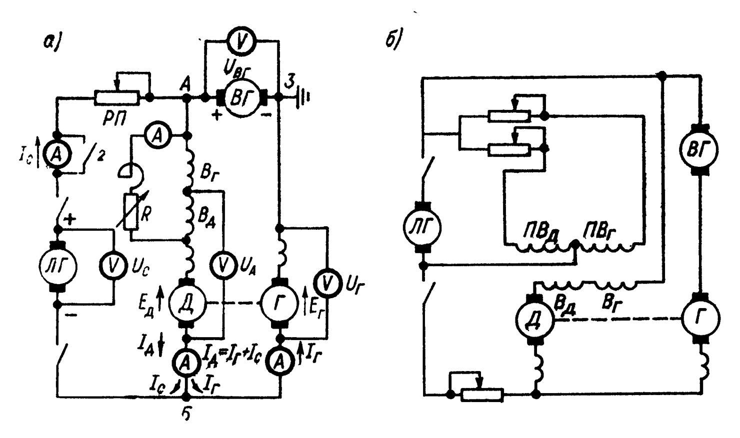


Рис. 12-1. Схемы возвратной работы: *а* — двигателей последовательного возбуждения; *б* — двигателей смешанного возбуждения

Схемы возвратной работы позволяют с точностью, достаточной для промышленных испытаний, получать все рабочие характеристики испытуемых машин, кривые нагрева и значения к. п. д.

Так как машины *Д* и *Г* спарены механически, а по их обмоткам возбуждения $В_Д$ и $В_Г$ протекает один и тот же ток I, то э. д. с. вращения E в обмотках якорей обеих машин будут равными по значению

$$E = U_с - I \sum r.$$

Чтобы машина *Г* могла отдавать вырабатываемую ею электрическую энергию линейному генератору *ЛГ*, надо повысить напряжение на зажимах *АБ* до такого значения, какое создается на них линейным генератором. Это требование и выполняется вольтодобавочной машиной. При повышении э. д. с. машины *ВГ* увеличивается ток генератора *Г*, а соответственно и ток двигателя *Д*. Таким образом, режим испытуемой машины *Д* в отношении напряжения на ее зажимах задается линейным генерато-

ром, а в отношении тока — вольтодобавочной машиной. При снятии электромеханических характеристик требуемое значение напряжения на зажимах двигателя поддерживается регулированием тока возбуждения линейного генератора.

Параллельно обмоткам возбуждения $B_Г$ и $В_Д$ испытуемых машин подключен регулируемый резистор R, служащий для ответвления части тока возбуждения при снятии скоростных характеристик с различной степенью возбуждения β.

Значение к. п. д. испытуемых машин, нагруженных в схеме возвратной работы, можно найти исходя из следующего очевидного равенства

$$U_Д I_Д \eta_Д = \frac{1}{\eta_Г} U_Г I_Г, \qquad (12\text{-}1)$$

т. е. мощность, развиваемая двигателем на валу, равна мощности, потребляемой генератором.

С точностью, достаточной для приемо-сдаточных испытаний, можно положить, что

$$\eta_Д = \eta_Г = \eta.$$

Тогда из (12-1) получается

$$\eta = \sqrt{\frac{U_Г I_Г}{U_Д I_Д}}. \qquad (12\text{-}2)$$

Магнитные и механические потери в машинах, действительно, одинаковы вследствие равенства их частот вращения и токов возбуждения, но потери в обмотках их якорей и добавочных полюсов различны. Ток генератора $I_Г$ меньше, чем ток двигателя $I_Д$ на значение тока линейного генератора. В целях получения более точного значения к. п. д. при типовых испытаниях применяют метод отдельных потерь, как это предписывается ГОСТ 2582—72.

Температура обмоток при кратковременных режимах должна определяться по приращению их сопротивлений. Для нахождения сопротивления обмотки якоря при его вращении требуется встраивать в щеткодержатели специальные измерительные щеточки, чем пользуются, как правило, только при испытаниях двигателей на линии. В лабораториях обычно пользуются методом экстраполяции кривой изменения сопротивления обмотки якоря при его остывании. Для получения этой кривой обмотка якоря питается измерительным током от особой схемы, причем начальное значение этого тока $I_{изм}$ не должно превышать 0,1 $I_н$. Измеряются напряжение на обмотке якоря и ток, текущий по ней. Первый замер должен быть произведен не позже, чем через 45 с после отключения двигателя. Замеры $U_{изм}$ и $I_{изм}$ должны производиться в течение первых трех минут с интервалом 20 с, а в последующие 4—5 мин — с интервалом 30 с. Экстра-

поляция на момент остановки (рис. 12-2) выполняется с соблюдением обязательного условия, чтобы

$$\Delta t = (\Delta t)_n,$$

где $(\Delta t)_n$ — время, прошедшее от момента отключения двигателя до момента первого отсчета.

Линия a_7b_7 проводится параллельно отрезку a_5b_5. Точка A дает искомое сопротивление.

Исследование коммутации двигателей последовательного возбуждения на заводах и в депо проводят по методу так называемой безыскровой зоны — зоны наилучшей коммутации при

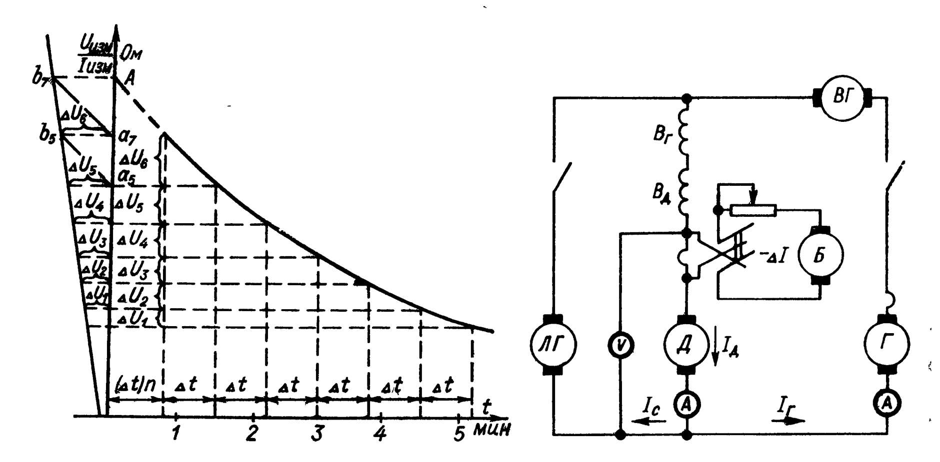


Рис. 12-2. Экстраполяция кривой остывания обмотки якоря на момент остановки двигателя

Рис. 12-3. Схема испытания электрических машин при проверке коммутации по методу безыскровой зоны

работе двигателей под нагрузкой в схеме возвратной работы (рис. 12-3) с дополнительным генератором подпитки.

При различных токах нагрузки $I_д$, но при постоянном напряжении $U_д$ на зажимах двигателя определяют верхний и нижний пределы изменения н. с. добавочных полюсов, между которыми коммутация получается темной (рис. 12-4) — степень искрения не свыше $1^1/_4$. Положительное приращение н. с. $(+\Delta I)$ и отрицательное $(-\Delta I)$, полученное для различных значений нагрузочного тока $I_д$, охватывают область безыскровой работы двигателя. ΔI обычно выражают в долях или процентах от соответствующего тока нагрузки. Частота вращения n при росте тока нагрузки уменьшается в соответствии с электромеханической характеристикой. Именно этим и отличается такой способ определения безыскровой зоны от метода, предложенного В. Т. Касьяновым и ставшего классическим в практике наших электромашиностроительных заводов. По В. Т. Касьянову,

безыскровая зона определяется при независимом возбуждении испытуемой машины и постоянных напряжений и частоте вращения (рис. 12-4). Как известно, результаты таких замеров дают возможность судить не только о степени насыщения добавочных полюсов, но и о влиянии на коммутацию механических причин.

По ГОСТ 2582—72 проверку коммутации тяговых двигателей следует проводить двукратным номинальным током при номинальном напряжении, а тяговых генераторов — максимально допустимым током по техническим условиям на данные генераторы и при том напряжении, которое соответствует этому рабочему току по рабочей характеристике генератора.

Для тяговых двигателей также производится проверка коммутации на максимальной частоте вращения при наибольшем возможном напряжении в контактной сети и наименьшей степени возбуждения. Кроме того, если подвижной состав рассчитан на использование электрического торможения, выполняется проверка коммутации двигателей в соответствующем режиме.

Испытания в каждом режиме продолжаются 30 с при каждом направлении вращения на нагретой до рабочего состояния машине.

Степень искрения при проверке коммутации стандартом не ограничивается, требуется лишь, чтобы в результате испытаний не было кругового огня и чтобы коллектор был пригоден к дальнейшей работе без очистки или какого-либо исправления. Для тяговых генераторов мощностью свыше 100 кВт проверку коммутации допускается производить в режиме короткого замыкания.

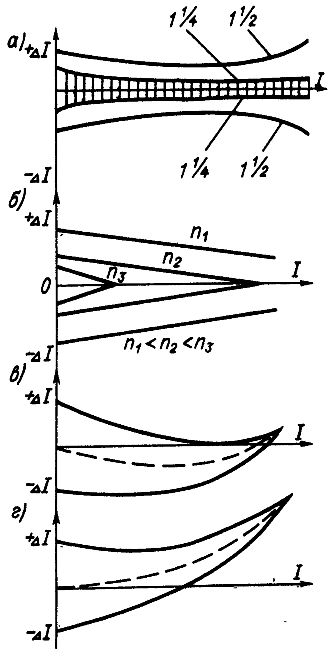


Рис. 12-4. Безыскровые зоны двигателя последовательного возбуждения: *а* — нормальная картина; *б* — при различных частотах вращения; *в* — при насыщении добавочных полюсов; *г* — при ослабленных и насыщенных добавочных полюсах

В конце типовых испытаний двигателей проводятся опыты исчезновения и восстановления напряжения с целью определения коммутационной стойкости машины. Опыт позволяет в известной степени воспроизвести на испытательном стенде неустановившийся режим, возникающий при отрыве токоприемника от контактной сети, с последующим восстановлением контакта. Такой опыт называют также испытанием на ударную

коммутацию. Выдержка времени между выключением и включением составляет 1—1,5 с. Схема питания должна обеспечивать напряжение на зажимах двигателя не менее 1,2 $U_н$ в момент повторного включения и не менее 0,9 $U_н$ в течение всего времени переходного процесса ($U_н$ — номинальное напряжение двигателя). Процесс должен быть заснят на осциллографе. Испытания проводятся три раза при наибольшем возбуждении и три раза при наименьшем с интервалом в несколько минут.

При таких отрывах не должны возникать круговой огонь на коллекторе, подгорание его пластин и механические неисправности, препятствующие эксплуатации.

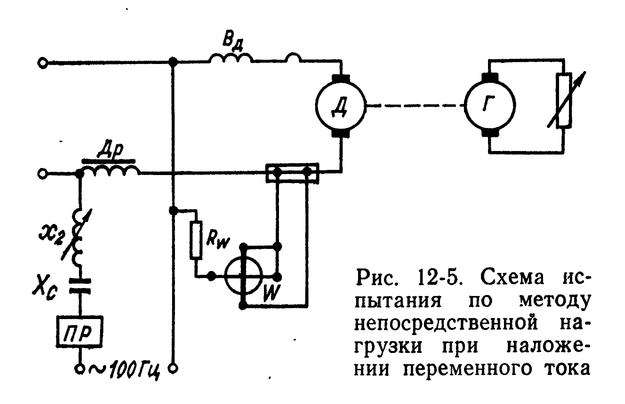


Рис. 12-5. Схема испытания по методу непосредственной нагрузки при наложении переменного тока

В ходе испытаний вспомогательных коллекторных машин проверка коммутации производится не только при стационарной работе, но и при пуске их в ход, так как это наиболее тяжелые условия эксплуатации.

Проверку коммутации при пуске выполняют при максимально допустимом напряжении путем пятикратного пуска установленным способом.

Наблюдение за искрением ведется под всеми щетками. Предельно допустимым искрением при работе в длительном режиме для тяговых двигателей, генераторов и вспомогательных машин считается искрение по классу $1^1/_2$.

К тяговым двигателям, питаемым через статический преобразователь однофазного тока в постоянный, при всех испытаниях подводится пульсирующее напряжение от преобразовательной установки или от источника постоянного тока с наложением переменного тока частоты 100 Гц (рис. 12-5) через потенциал-регулятор *ПР* и дроссель *Др*. Степень пульсации должна соответствовать табличным данным двигателя. Кроме того, в режиме номинальной мощности должны быть определены добавочные потери в двигателе, вызываемые характером питающего

тока. Они определяются как разность показаний ваттметра W (рис. 12-5) при работе на постоянном и выпрямленном токе того же значения, но с наложением пульсаций.

12-2. Испытания асинхронных расщепителей фаз

Расщепитель фаз при питании его номинальным напряжением должен допускать длительную работу всех подключенных к нему асинхронных вспомогательных двигателей трехфазного тока при полной их загрузке, а также при полной мощности машины, которая механически соединена с валом расщепителя. Ни одна из обмоток расщепителя при этом не должна получать перегрев свыше допустимого ГОСТом. Режим такой работы и является номинальным режимом работы асинхронного расщепителя фаз. При отключенной нагрузке, т. е. в режиме холостого хода, коэффициент несимметрии не должен превышать 10%, а при номинальной мощности 5% при изменении питающего напряжения однофазного тока в интервале от высшего до номинального и 10% — в интервале от номинального до низшего напряжения. Крайние значения питающего напряжения определяются для вспомогательной обмотки главного трансформатора при повышении напряжения на его первичной обмотке на 16% и понижении на 25% против номинального.

Для получения коэффициента несимметрии должны быть измерены все три линейных напряжения, а именно: U_{1-2}, U_{2-3} и U_{3-1}. Затем графически (рис. 10-19, *в*) находят отрезки DE и FG. Первый представляет собой утроенное значение линейного напряжения U_{I} прямой последовательности фаз, а второй — утроенное значение линейного напряжения U_{II} обратной последовательности фаз. И, наконец, по (10-9) вычисляется коэффициент несимметрии.

Продолжительность процесса пуска расщепителя при 0,75 номинальном напряжении на двигательной обмотке не должна превышать 15 с.

12-3. Испытания вентиляции

При типовых испытаниях на неподвижной установке определяют аэродинамические характеристики вентиляционной системы и расход воздуха Q, продуваемого через двигатель.

Наиболее просто осуществляется измерение статического напора и разрежения с помощью U-образного водяного манометра или спиртового микроманометра типа ЦАГИ. В измеряемом пространстве устанавливают металлическую трубку *1* (рис. 12-6) с запаянным концом и мелкими отверстиями *2*, просверленными на конце трубки по ее боковой стороне. Свободный конец трубки, находящийся снаружи, соединяется резиновым шлангом *3* с манометром *4*, показывающим статическое давление

в пространстве. Помещая трубку *1* в воздухопровод *5*, можно измерить напор или разрежение, а по разности напора и разрежения — судить об аэродинамических свойствах системы вентиляции.

Измерение расхода воздуха основано на определении его скорости в трубе на участке, где достигается параллельность

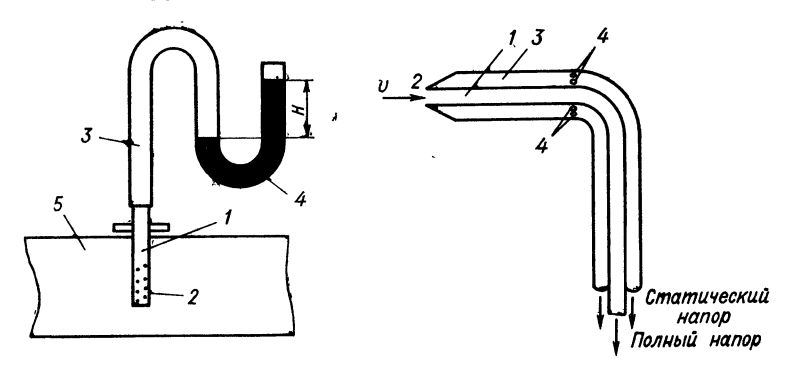


Рис. 12-6. Схема измерения статического напора

Рис. 12-7. Схема трубки Прандтля

воздушных струй движущегося воздушного потока. Для измерения применяются специальные трубки Прандтля. Схема трубки Прандтля показана на рис. 12-7.

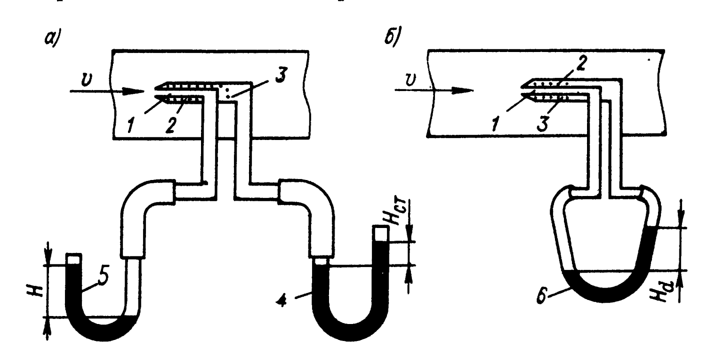


Рис. 12-8. Схема расположения трубок Прандтля для измерения напоров: *а* — полного и статического; *б* — динамической составляющей напора

Центральная полость трубки *1* с отверстием *2* на конце устанавливается против воздушного потока, наружная полость *3*, закрытая с торцов, имеет мелкие отверстия *4* на боковой цилиндрической поверхности для сообщения ее с пространством трубы, в которую вводится трубка Прандтля. Если соединить наружную полость *3* трубки с манометром *4* (рис. 12-8, *а*), то он покажет статическое давление $H_{ст}$ воздушного потока в воз-

духопроводе. Манометр же 5, связанный с внутренней полостью 1, открытый конец которой установлен против воздушного потока, покажет не только статическое давление $H_{ст}$, но и динамический напор H_d, т. е. полный напор

$$H=H_{ст}+H_d. \tag{12-3}$$

Если теперь соединить концы этих полостей с манометром 6, как показано на рис. 12-8, б, то разность уровней будет равна динамическому напору

$$H_d=H-H_{ст}. \tag{12-4}$$

Если известно поперечное сечение трубопровода, в котором измеряется напор H_d, то можно определить объем прогоняемого воздуха (м³/с),

$$Q=Sv=S\sqrt{2H_d/\gamma},$$

где S — площадь поперечного сечения трубопровода, м².

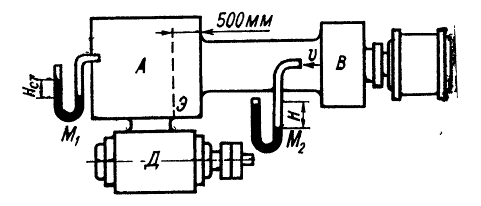


Рис. 12-9. Принципиальная схема измерения расхода охлаждающего воздуха для двигателя с самовентиляцией

Приведенный способ измерения объема прогоняемого воздуха относится к тяговым двигателям с нагнетательной независимой вентиляцией. Следует отметить, что если для данного типа двигателей при типовых испытаниях по указанному выше способу установить зависимость статического напора $H_{ст}$ в определенном месте двигателя от объема прогоняемого воздуха $H=f(Q)$, то в дальнейшем при испытаниях в условиях эксплуатации достаточно будет измерить статическое давление в том же месте двигателя, чтобы определить количество вентилирующего воздуха, прогоняемого через него.

Измерение количества вентилирующего воздуха для двигателей с самовентиляцией производится или методом анемометра, или по схеме, представленной на рис. 12-9. Над испытуемым двигателем *Д* располагается жестяной куб *А*, соединенный с ним коротким патрубком. Объем куба должен быть равен $^1/_9$—$^1/_2$ от расчетного расхода воздуха, прогоняемого через двигатель в минуту.

К этому же кубу присоединяется труба от постоянного вентилятора *В*. Место присоединения трубы должно быть по возможно удалено от входного отверстия двигателя *Д*; лучше даже присоединить вентиляционную трубу к противоположной стенке куба. Против трубы устанавливается экран *Э*, чтобы внутри куба не создавался направленный поток воздуха.

Замер разряжения в кубе манометром M_1 осуществляется при установленном скоростном режиме работы двигателя.

Если теперь включить нагнетательный вентилятор *В* и создать в кубе *А* атмосферное давление, то испытуемый двигатель будет поставлен в условия забора воздуха из окружающей атмосферы. Измеряя с помощью трубки Прандтля и манометра M_2 скорость движения воздуха и зная сечение воздухопровода, можно определить количество воздуха, поступающего в двигатель *Д*. Опыт производится для различных частот вращения и при обоих его направлениях.

12-4. Испытания трансформаторов

Перед установкой на подвижном составе трансформаторы проходят комплекс испытаний, определяющих их пригодность. Испытания трансформаторов состоят из опыта холостого хода, опыта короткого замыкания, испытаний на нагрев и электрическую прочность. Кроме того, еще определяется качество масла. Прежде всего производят, согласно ГОСТ, исследование качества масла. Затем трансформатор проходит контрольные испытания в следующем порядке:

1) измеряется сопротивление изоляции обмоток и стяжных болтов; 2) испытывается электрическая прочность изоляции приложенным напряжением; 3) испытывается электрическая прочность изоляции индуктированным напряжением; 4) определяется коэффициент трансформации для всех ступеней регулирования; 5) определяется ток холостого хода; 6) проводится опыт короткого замыкания на всех ступенях регулирования; 7) измеряется сопротивление обмоток постоянному току.

Исследование электрической прочности изоляции проводится по соответствующим нормам. Напряжение прикладывается к испытуемой обмотке и к остальным обмоткам, соединенным между собой и с корпусом. Для трансформаторов электроподвижного состава (25 кВ, 50 Гц) установлены следующие эффективные напряжения: 1) сетевая обмотка относительно корпуса и других обмоток — 70 кВ; 2) вентильная обмотка относительно корпуса и других обмоток — 15 кВ; 3) обмотка «собственных нужд» относительно корпуса и других обмоток — 5 кВ.

Для проверки прочности изоляции между отдельными витками производится испытание витковой изоляции. Практически почти всегда подобные испытания проводятся двойным номинальным напряжением. При этом трансформатор питается от сети повышенной частоты 150—200 Гц. Повышенная частота выбирается во избежание нежелательных повышенных потерь в стали.

ГЛАВА ТРИНАДЦАТАЯ

МЕТОДИКА ПРОЕКТИРОВАНИЯ ТЯГОВЫХ ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ МАШИН ПОСТОЯННОГО ТОКА

13-1. Основные зависимости

А. Вводные замечания

Проектирование любой вращающейся электрической машины в практике электромашиностроения распадается на две стадии:

1) электромагнитный расчет машины, включающий приближенный тепловой расчет обмоток и коллектора, а также оценку прочности основных элементов машины; 2) конструирование машины. На второй стадии проектирования разрабатывается конструкция всех узлов машины, проводятся расчеты на прочность ее деталей. Проектирование заканчивается вентиляционным и тепловым расчетами.

После этого исполняются детальные чертежи, затем вычерчивается сборочный чертеж машины: продольный и поперечный разрезы.

Большинство вращающихся электрических машин, применяемых на современных локомотивах с электрической передачей к движущим осям и на моторных вагонах электропоездов, близки к каталожным типам, выпускаемым заводами общего электромашиностроения.

Типично тяговыми электрическими машинами являются тяговые электродвигатели, тепловозные тяговые генераторы и специальные возбудители тяговых машин. Характерными особенностями, отличающими их от машин общего применения, обладают тяговые двигатели и тепловозные генераторы постоянного тока. Этим машинам и посвящена настоящая глава.

Техническое задание на проектирование тягового двигателя содержит следующие пункты:

1. Назначение: грузовой локомотив, пассажирский, электропоезд; скорость движения — номинальная, конструктивная при неизношенных бандажах.
2. Род тока и напряжения, пределы и характер изменения напряжения (плавный или ступенчатый).
3. Мощность длительная или часовая, или же та и другая; мощность при наибольшей эксплуатационной скорости экипажа.
4. Класс изоляции обмоток.
5. Основные габаритные ограничения (ширина колеи и диаметр движущего колеса).
6. Тип передачи, клиренсы (расстояния от головки рельса до кожуха зубчатой передачи и до станины).
7. Требуемая сила тяги при трогании состава с места.
8. Система вентиляции или закрытое исполнение.

Техническое задание на тяговые генераторы состоит из следующих пунктов:

1. Род тока.

2. Частота вращения: номинальная и низшая, соответствующая холостому ходу генератора, питающего только вспомогательные машины, которые обеспечивают готовность агрегата принять нагрузку.

3. Напряжение — номинальное и пределы его регулирования.

4. Система вентиляции (самовентиляция или независимая вентиляция).

5. Пусковой момент, требуемый дизелем, если генератор используется в качестве пускового двигателя (стартера), пусковое напряжение аккумуляторной батареи и наибольшее допустимое для нее значение тока.

6. Наружный диаметр корпуса.

В учебной практике втузов, имеющих специальность «Электрооборудование подвижного состава», задания в приведенном объеме выдаются лишь при дипломном проектировании тяговых двигателей или генераторов. При этом дипломант ограничивает графическую часть своей работы продольным и поперечным разрезами машины, ее габаритным общим видом и чертежами детальной разработки одного из узлов машины. При курсовом проектировании задается число полюсов машины, передаточное число и межосевое расстояние (централь) зубчатой передачи.

Б. Основные зависимости

Если в машине постоянного тока изменяется напряжение, а ток якоря сохраняет постоянное значение, то мощность машины будет пропорциональна частоте вращения якоря. Если сохранить постоянным также магнитный поток главных полюсов, то при изменении напряжения электромагнитный момент машины будет оставаться неизменным. Это показывает, что размеры (габариты) машины и ее масса зависят не от мощности машины, а от момента на ее валу.

Связь между главными размерами машины — а таковыми являются диаметр D_a и длина l_a якоря — и ее вращающим моментом можно установить исходя из известного уравнения момента

$$M = \frac{1}{2\pi} \cdot \frac{N}{a} pI\Phi. \qquad (13\text{-}1)$$

После подстановки в это уравнение значения линейной нагрузки якоря

$$A = \frac{I}{2a} N \frac{1}{\pi D_a} \qquad (13\text{-}2)$$

и

$$\Phi = B_\delta \frac{\alpha \pi D_a l_a}{2p}, \qquad (13\text{-}3)$$

получаем (в Н·м)

$$M = \frac{\pi}{2}\alpha A B_\delta \left(D_a^2 l_a\right), \qquad (13\text{-}4)$$

где D_a и l_a — в м; A — в А/м; B_δ — в Т.

Изучение машин сходного конструктивного исполнения при числе полюсов $2p=6$ или 4 показывает, что произведение $\alpha A B_\delta$ при увеличении диаметра якоря D возрастает пропорционально ему. Вводя соответствующий коэффициент пропорциональности в выражение (13-4), можем написать

$$M = C_M \left(D_a^3 l_a\right). \qquad (13\text{-}5)$$

Выражение, стоящее в этой формуле в скобках, принято называть эффективным объемом якоря.

Для машин с изоляцией якоря класса B значение C_M получается около $(7{,}5 \div 8{,}0)\,10^4$. При изоляции класса H это значение достигает $(9 \div 9{,}5)\,10^4$. Предполагается, что машины имеют напряжение не выше 1000 В. При напряжении обмотки якоря относительно земли 3000 В значение коэффициента C_M снижается на 10%.

Эти данные относятся к якорям с обычной (вертикальной) укладкой проводников обмотки в пазу. При горизонтальной же укладке значение C_M может быть повышено на 15—20%.

В практике проектирования электрических машин часто пользуются так называемой размерной машинной постоянной. Ее значение получается из приближенного уравнения для мощности машины.

$$P = EI \cdot 10^{-3}. \qquad (13\text{-}6)$$

Проведя преобразования с учетом (13-2) и (13-3) и выражения

$$E = \frac{p}{a} \cdot \frac{N}{60} n\Phi,$$

получаем

$$\frac{D_a^2 l_a n}{P} = \frac{6 \cdot 10^3}{\alpha B_\delta A} = C_A. \qquad (13\text{-}7)$$

Величина C_A измеряется в (м³/кВт)·об/мин.

Пользуясь данными построенных машин, можно выбрать электромагнитные нагрузки машины, т. е. B_δ и A, а также величину α и по уравнению (13-7) вычислить размерную машинную постоянную C_A. Затем по (13-7) вычисляется $D_a{}^2 l_a$ для заданных P и n. Задавшись размером l_a, определяют диаметр якоря. Выражение (13-7) является достаточно определенным лишь для какого-то одного отношения длины якоря к полюсному делению l_a/τ. Это отношение нужно знать, чтобы правильно определить D_a и l_a.

Показатели использования материалов. Для ориентировочной оценки общей массы машины принято пользоваться так называемой «удельной или относительной массой машины». Это общая масса машины, отнесенная к единице мощности (кг/кВт) или к единице момента [кг/(Н·м)], т. е.

$$g = G/P \tag{13-8}$$

или

$$g_M = G/M. \tag{13-9}$$

Как было пояснено в начале этого параграфа, второе из приведенных выражение (13-9) более определенно характеризует относительный расход материала в машине чем (13-8), так как масса машины определяется значением ее момента, а не мощности.

Еще более определенным параметром в смысле оценки машины является ее производная масса ε, вычисляемая по формуле

$$\varepsilon = G/M^{3/4}. \tag{13-10}$$

Для машин одинакового конструктивного исполнения общая масса любой из них

$$G = K_G D_a^2 l_a. \tag{13-11}$$

Здесь K_G — коэффициент, постоянный для машин данного конструктивного исполнения.

Пусть в таких машинах отношение длины якоря l_a к его диаметру D_a, обозначаемое через χ, является постоянным. Тогда вместо (13-11) и (13-5) можно написать:

$$G = K_G \chi D_a^3 = K'_G D_a^3,$$

$$M = C_M \chi D_a^4 = C'_M D_a^4.$$

Из этих двух выражений получается

$$\frac{G}{M^{3/4}} = \frac{K'_G D_a^4}{\left(C'_M D_a^4\right)^{3/4}} = \frac{K'_G}{\left(C'_M\right)^{3/4}} = \varepsilon \tag{13-12}$$

— постоянная величина.

Введенное соотношение (13-12) строго соблюдается лишь при сохранении χ постоянным. При проектировании мощных машин оно недействительно. Но так как величина ε определяется в основном диаметром во второй или в третьей степени, то ε постоянно даже при очень широких изменениях мощности машин одинакового назначения и, как правило, одинакового конструктивного исполнения. Так, для тяговых двигателей с изоляцией класса А $\varepsilon = 6{,}3$ кг/(Н·м)$^{3/4}$; с изоляцией класса В $\varepsilon = 4{,}5$кг/(Н·м)$^{3/4}$.

Отметим попутно, что кроме класса изоляции существенное влияние на значение ε оказывает качество электротехнической

стали и культура производства на заводе-изготовителе тяговых машин. Чем выше качество стали (меньше потери и разнотолщинность листов), чем совершеннее процесс штамповки дисков якоря (меньший наклеп в зубцовой зоне, отсутствие заусенцев и дорновки пазов), тем меньше расход материала на машину и выше ее к. п. д.

Показателем, характеризующим использование материалов не только в электромагнитном отношении, но и с точки зрения прочности, является коэффициент

$$\xi = \frac{P_{\text{н}}}{G} \cdot \frac{n_{\text{макс}}}{n_{\text{н}}}. \qquad (13\text{-}13)$$

Здесь $n_{\text{макс}}$ — частота вращения при наибольшей эксплуатационной скорости движения экипажа.

В. Машина постоянного тока предельной мощности

Современные тяговые электродвигатели и тепловозные генераторы по мощности подходят к предельным машинам. Ограничение мощности наступает по условию распределения потенциала на коллекторе и по коммутационной напряженности. Как известно, среднее значение напряжения между коллекторными пластинами $u_{\text{к. ср}}$ и реактивная э. д. с. e_R не должны превосходить известных значений. Кроме того, уровень культуры производства на заводе-изготовителе, а также качество материала коллектора и щеток играют при этом существенную роль.

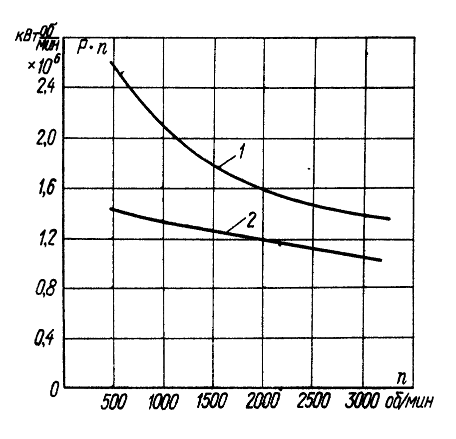


Рис. 13-1. Наивысшие значения $P \cdot n$ машин постоянного тока

1 — с компенсационной обмоткой; *2* — тяговых электродвигателей в одноякорном исполнении

Кривая *1* (рис. 13-1), построенная по данным ЛПЭО «Электросила», дает ориентировочное представление о предельных стационарных машинах с компенсационной обмоткой. Для некомпенсированных подвесных тяговых электродвигателей вероятную границу произведения мощности P(кВт) при максимальной скорости движения на частоту вращения n (об/мин) дает кривая *2*.

Из приближенного выражения для мощности (13-6) после подстановки по (13-2) и (13-3), заменяя A из выражения (7-12),

для реактивной э. д. с. $e_{R\,\text{ср}}$ можно получить зависимость

$$P=0{,}157D_a e_{R\,\text{ср}} B_\delta \frac{\alpha}{\lambda_N}\cdot\frac{10^4}{w_s}. \qquad (13\text{-}14)$$

Выражение это показывает, что машина с диаметром якоря D_a, удельной пазовой проводимостью λ_N по (7-11) и индукцией B_δ в интересующем режиме имеет в зависимости от $e_{R\,\text{ср}}$ и типа обмотки ограниченную мощность. Возможность перехода на больший диаметр при заданной мощности позволяет получить реактивную э. д. с. меньшего значения, т. е. выполнить машину, более надежную в коммутационном отношении за счет уменьшения λ_N.

Пример 1. Разрезная щетка ЭГ-74 обеспечивает безыскровую работу при реактивной э. д. с. $e_{R\,\text{с}}=6{,}0$ В. Двигатель имеет $D_a=0{,}66$ м, $\alpha=0{,}63$, $\lambda_N=4{,}5$. Предположено, что в режиме наибольшей скорости индукция в зазоре $B_\delta=0{,}6$ Т. Обмотка простая петлевая $a=p$, $w_s=1$. Тогда по (13-14)

$$P=0{,}157\cdot 0{,}66\cdot 6\cdot 0{,}6\frac{0{,}63}{4{,}5}\cdot 10^4=515\ \text{кВт}.$$

Пример 2. Требуется определить исходя из допустимой коммутационной напряженности ($e_{R\,\text{ср}}=9$ В) мощность тепловозного генератора при $D_a=1{,}2$ м, $B_\delta=0{,}6$ Т, $\alpha=0{,}69$, $\lambda_N=4{,}0$

$$P=0{,}157\cdot 1{,}2\cdot 9\cdot 0{,}6\frac{0{,}69}{4}\cdot 10^4=1750\ \text{кВт}.$$

Из того же выражения мощности (13-6), заменив E через произведение значения среднего напряжения между смежными коллекторными пластинами $u_{\text{к. ср}}$ на число коллекторных пластин $K/(2p)$, заключающихся между соседними (разнополярными) щетками, получаем выражение

$$P\doteq 0{,}157D_a A u_{\text{к. ср}}\frac{a}{pw_s}10^{-2}. \qquad (13\text{-}15)$$

Для машин с компенсационной обмоткой $u_{\text{к. ср}}\leqslant 18\div 22$ В; для некомпенсированных машин $u_{\text{к. ср}}\leqslant 15\div 18$ В.

Пример 3. Тепловозный генератор имеет $D_a=1{,}2$ м, линейную нагрузку $A=5{,}5\cdot 10^4$ А/м. Учитывая, что генератор должен при переходе тепловоза на наивысшую скорость движения иметь напряжение, в 1,5 раза превышающее номинальное, принимаем $u_{\text{к.ср}}=10$ В. Тогда при двухходовой обмотке и $w_s=1$ получаем по (13-15) мощность

$$P=0{,}157\cdot 1{,}2\cdot 5{,}5\cdot 10^4\cdot 10\cdot 2\cdot 10^{-2}=2070\ \text{кВт}.$$

Г. Передаточное число зубчатого редуктора

Для грузовых локомотивов при опорно-осевых двигателях желательным является использование зубчатой передачи с наибольшим передаточным числом. Благодаря этому двигатель получается более быстроходным, меньшей массы и габаритов. Ог-

раничивают значение передаточного числа, с одной стороны, заданное превышение кожуха передачи над головкой рельса (клиренс $\delta_з$) при принятом диаметре движущего колеса $D_к$, а с другой, механические напряжения в теле шестерни и на конце вала двигателя. По действующим нормативам для локомотивов магистральных жел. дор. $\delta_з \geqslant 120$ мм, для шахтных локомотивов $\delta_з \geqslant 50$ мм, для трамвая $\delta_з \geqslant 110$ мм, для метрополитена $\delta_з \geqslant 95$ мм.

Наибольшее передаточное число получается при наибольшем диаметре большого зубчатого колеса D_z по делительной окружности и наименьшем диаметре шестерни d_z (рис. 13-2). Величина D_z определяется

$$D_z = D_к - 2(\delta_з + g). \quad (13\text{-}16)$$

Здесь $g = (15 \div 19)$ мм—расстояние от низшей точки кожуха редуктора до делительной окружности, включая допуск 3 мм. Меньшее значение g получается при модуле зацепления 5—7 мм, что встречается в зубчатых передачах малых двигателей (трамвайных); большее же значение — для тепловозных и электровозных двигателей, у которых модуль зацепления порядка 10—12 мм.

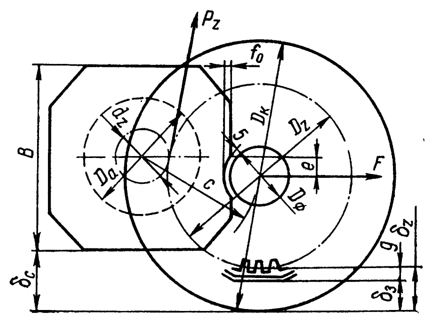


Рис. 13-2. Поперечные размеры подвесно-осевых тяговых двигателей

Значение передаточного числа можно ориентировочно определить по формуле

$$\mu = \xi \sqrt{\frac{v D_z^3}{P D_к}}. \quad (13\text{-}17)$$

Здесь D_z и $D_к$ — диаметры, м; P — номинальная мощность, отнесенная к одному концу вала, кВт; v — скорость экипажа при номинальной мощности двигателя, км/ч; $\xi = 23$ — при односторонней зубчатой передаче; $\xi = 15$ — при двусторонней зубчатой передаче.

Полученное по (13-17) передаточное число следует уточнить, приняв целые числа Z и z зубцов на колесах. При этом необходимо, чтобы числа зубцов были выражены взаимно простыми числами. Расчет заканчивается определением расстояния между центрами зубчатой пары (централи)

$$C = k_\varphi \frac{Z + z}{2} m_s. \quad (13\text{-}18)$$

Здесь k_φ — коэффициент коррекции зацепления (1,01—1,03); m_s — модуль зацепления, мм.

Значение m_s следует принимать равным: для трамвайных двигателей 5—7 мм, для тепловозных и электровозных 10—13 мм. Бо́льшее значение модуля принимается при бо́льших значениях момента на валу.

Если диаметр движущей оси (полого вала) равен $D_{\varnothing}$, тогда по данным практики тягового электромашиностроения для подвесно-осевого двигателя наибольший диаметр якоря (при $2p=4$ и $2p=6$) определяется формулой

$$D_{\text{макс}} = 1{,}42\left(C - \frac{1}{2} D_{\varnothing}\right). \qquad (13\text{-}19)$$

Пример 1. Определить μ и C для тепловозного тягового двигателя длительной мощностью 307 кВт при $v=27{,}2$ кг/ч; $D_{\text{к}}=1050$ мм; $\delta_з=130$ мм; передача односторонняя.

Диаметр большого зубчатого колеса (приближенно) по уравнению (13-16)

$$D_z = D_{\text{к}} - 2(\delta_з + g) = 1050 - 2(130 + 17) = 756 \text{ мм}.$$

Ориентировочное значение передаточного числа по уравнению (13-17)

$$\mu = \xi \sqrt{\frac{vD_z^3}{PD_{\text{к}}}} = 23\sqrt{\frac{27{,}2\cdot 0{,}756^3}{307\cdot 1{,}05}} = 23\sqrt{0{,}037} = 4{,}41.$$

Примем $\mu = Z/z = 75/17 = 4{,}41$; $m_s = 10$ мм. В результате получаем размер централи по (13-18)

$$C = k_{\varphi}\frac{Z+z}{2} m_s = 1{,}01\,\frac{75+17}{2}\,10 = 465 \text{ мм}.$$

При этом частота вращения (В-3)

$$n = 5{,}3\mu\,\frac{v}{D_{\text{и}}} = 5{,}3\cdot 4{,}41\,\frac{27{,}2}{1{,}05} = 605 \text{ об/мин}.$$

Пример 2. Определить μ и C для электровозного двигателя часовой мощностью 900 кВт при 940 об/мин; $v=54$ км/ч; $D_{\text{к}}=1250$ мм; $\delta_з=130$ мм; передача двусторонняя. Как в предыдущем примере,

$$D_z = D_{\text{к}} - 2(\delta_з + g) = 1250 - 2(130 + 18) = 954 \text{ мм},$$

$$\mu = \xi \sqrt{\frac{vD_z^3}{PD_{\text{к}}}} = 15\sqrt{\frac{54\cdot 0{,}954^3}{450\cdot 1{,}25}} = 15\sqrt{0{,}0830} = 4{,}32.$$

Примем

$$\mu = \frac{Z}{z} = \frac{86}{21} = 4{,}09; \quad m_s = 11 \text{ мм}$$

и тогда

$$C = k_{\varphi}\frac{Z+z}{2} m_s = 1{,}01\,\frac{86+21}{2}\cdot 11 = 594 \text{ мм}.$$

При этом:

$$d_z = 1{,}01 \cdot 11 \cdot 21 = 233 \text{ мм},$$

$$v_z = \frac{\pi 0{,}233 \cdot 1920}{60} = 23{,}4 \text{ м/с}.$$

13-2. Порядок проектирования

Проектирование, как уже отмечалось в начале этой главы, разделяется на два этапа.

Вначале определяются диаметр и длина сердечника якоря, число полюсов, выбираются якорные обмотки, число и размер пазов, число и размер коллекторных пластин, размеры коллектора и щеток, проверяется коммутационная напряженность и рассчитываются добавочные полюсы. Далее определяются размеры магнитной цепи машины (размеры полюсов, станины, сердечника якоря), уточняется конфигурация полюса и проводится электромагнитный расчет с проверкой потенциальных условий на коллекторе, строятся характеристики. Для двигателя строятся магнитная и электромеханическая характеристики, для генератора — магнитная и внешняя.

Вторым этапом проектирования является разработка конструкции машины с последующим проведением вентиляционного и теплового расчетов. При эскизном проектировании и в практике втузов вентиляционный и тепловой расчеты проводят раньше полной разработки конструктивного разреза машины, руководствуясь масштабным эскизом вентиляционной цепи машины.

Такое деление проектирования на два этапа является, конечно, искусственным, так как даже при предварительном определении размеров частей машины уже необходимо представлять себе возможность конструктивного исполнения основных узлов машины по принимаемым размерам. Иначе говоря, размеры должны выбираться с учетом механической прочности выполняемых деталей. С этой целью и проводятся при электромагнитном расчете машины приближенные расчеты на прочность ее основных частей, в частности коллектора и вала с подшипниками.

При дипломном проектировании производятся поверочные расчеты крепления обмотки якоря, полюсов, коллекторов, щеткодержателей. После выполнения чертежей продольного и поперечного разрезов машины уточняется общая масса машины и подсчитываются технико-экономические показатели.

Для тяговых двигателей важны также коэффициенты k_v и k_P, оценивающие их регулировочные свойства:

$$k_v = n_{\text{макс}}/n_{\text{н}}; \quad (13\text{-}20)$$

$$k_P = P_{v\,\text{макс}}/P_{\text{н}}. \quad (13\text{-}21)$$

Первый — коэффициент регулирования скорости — у современных тяговых двигателей постоянного тока находится

в границах 1,6—2,2, а для тепловозных двигателей достигает 5; второй — коэффициент, определяющий степень использования мощности при наибольшей частоте вращения двигателя — редко превосходит 0,7. У двигателей трехфазного тока значение k_p можно ожидать порядка 0,9 и даже 1.

Для тепловозных главных генераторов постоянного тока важнейшим показателем является коэффициент k_U, выражающий кратность повышения напряжения на его зажимах по отношению к $U_н$. У современных мощных тепловозных генераторов

$$k_U = U_{макс}/U_н = 1,4 \div 1,5. \qquad (13\text{-}22)$$

При этом наивысшем напряжении генератор должен допускать длительную работу с номинальной мощностью.

Основные указания по выбору различных величин при расчете (индукции, плотности тока, тепловых нагрузок и пр.) даются ниже применительно к расчету тягового двигателя для электровоза и тепловозного генератора.

13-3. Расчет тягового двигателя выпрямленного тока

Техническое задание. Требуется спроектировать подвесно-осевой тяговый двигатель, предназначенный для шестиосного грузового электровоза нормальной колеи часовой мощностью 5400 кВт с движущими колесами диаметром $D_к = 1{,}25$ м (диаметр оси $D_\varnothing = 0{,}21$ м); электровоз питается от контактной сети однофазным током частотой 50 Гц, напряжением 25 кВ. Скорость движения в часовом режиме 54 км/ч, конструктивная скорость 110 км/ч. Двигатель питается через трансформатор выпрямленным током при среднем напряжении 950 В и при постоянно включенном сглаживающем реакторе, который ограничивает коэффициент пульсации тока в номинальном режиме значением 0,25. Мощность двигателя в часовом режиме 900 кВт, в длительном 820 кВт при изоляции обмотки якоря и катушек класса *H*. Вентиляция независимая, перегревы по ГОСТу.

Передача двусторонняя косозубая, клиренсы $\delta_з = 130$ мм до нижней точки кожуха зубчатой передачи и $\delta_с = 150$ мм до станины, $\mu = 4{,}09$ (пример в § 13-1).

Двигатель должен допускать трогание с места состава с полным использованием сцепного веса 138 т при коэффициенте сцепления $\psi = 45\%$.

А. Главные размеры якоря

Частота вращения якоря при заданном передаточном числе в номинальном (часовом) режиме по (В-3)

$$n_н = 5{,}3\mu \frac{v_н}{D_к} = 5{,}3 \cdot 4{,}09 \frac{54}{1{,}25} = 940 \text{ об/мин};$$

при конструктивной скорости электровоза

$$n_{макс} = 5{,}3 \cdot 4{,}09 \frac{110}{1{,}25} = 1920 \text{ об/мин}.$$

Расстояние между центрами зубчатой пары (централь) по (13-18)

$$C = k_\varphi \frac{Z + z}{2} m_з = 1{,}01 \frac{86 + 21}{2} 11 = 594 \text{ мм}.$$

Диаметр якоря. Наибольший диаметр якоря по (13-19)

$$D_{\text{макс}} = 1{,}42\left(C - \frac{1}{2}D_{\varnothing}\right) = 1{,}42\left(594 - \frac{1}{2}210\right) = 694 \text{ мм}.$$

Нормализованными диаметрами, при которых получается экономичный раскрой поставляемых промышленностью листов электротехнической стали, являются следующие (в мм): 162, 195, 210, 245, 294, 327, 368, 423, 493, 590, 660, 740, 850, 990. Сердечники якорей диаметром свыше 990 мм выполняются сегментированными.

Принимаем ближайший меньший нормализованный диаметр $D_a = 660$ мм.

Для обеспечения прочного крепления обмотки в пазах якоря клиньями окружная скорость на якоре не должна превосходить при испытательной частоте вращения 90—100 м/с. По нормам ГОСТ 2582—72, двигатели электроподвижного состава, подключенные постоянно на полное напряжение, испытываются при частоте вращения, в 1,25 раза большей частоты вращения, соответствующей конструктивной скорости экипажа.

Двигатели электроподвижного состава, включенные постоянно последовательно по два и более, испытываются при частоте вращения, в 1,35 раза превышающей максимальную.

Окружная скорость якоря в номинальном режиме

$$v_a = \frac{\pi D_a}{60} n_{\text{н}} = \frac{\pi \cdot 0{,}66}{60} 940 = 32{,}5 \text{ м/с}.$$

При испытательной частоте вращения ($n_{\text{исп}} = n_{\text{макс}} \cdot 1{,}25 = 1920 \cdot 1{,}25 = 2400$ об/мин) окружная скорость якоря получается

$$v_{a\,\text{исп}} = v_a \frac{n_{\text{исп}}}{n_{\text{н}}} = 32{,}5 \frac{2400}{940} = 83 \text{ м/с}.$$

Длина сердечника якоря l_a ориентировочно определяется из эффективного объема якоря $D_a^3 l_a$.

По заданию $U = 950$ В, класс изоляции обмотки якоря H, испытательное напряжение — по нормам МЭК, что позволяет принять в выражении (13-5) величину C_M равной $8{,}4 \cdot 10^4$.

Вращающий момент двигателя в номинальном режиме

$$M_{\text{н}} = 9550 \frac{P_{\text{н}}}{n_{\text{н}}} = 9550 \frac{900}{940} = 9150 \text{ Н} \cdot \text{м}.$$

Тогда из (13-5) получаем эффективный объем

$$D_a^3 l_a = \frac{1}{C_M} M_{\text{н}} = \frac{1}{8{,}4 \cdot 10^4} 9150 = 0{,}109 \text{ м}^4;$$

$$l_a = \frac{\left(D_a^3 l_a\right)}{D_a^3} = \frac{0{,}109}{0{,}66^3} = 0{,}38 \text{ м}.$$

Принимаем $l_a = 38{,}5$ см.

Для подвесно-осевого двигателя при колее 1524 мм и двусторонней зубчатой передаче полученная длина меньше 400 мм, что является пределом и для европейской колеи (1435 мм) — при односторонней зубчатой передаче.

Б. Число полюсов и частота перемагничивания

Для подвесно-осевых тяговых двигателей конкурирующими числами полюсов являются $2p = 4$ и $2p = 6$. При $2p = 4$ и одинаковой централи (рис. 13-3) можно вписать якорь с диаметром, на 2—3% большим, чем при шестиполюсном исполнении. Лишь для тяговых двигателей, вращающий момент

которых в номинальном режиме превышает 5000—7000 Н·м, имеет смысл рассматривать варианты шестиполюсного исполнения.

Меньшее число полюсов, например $2p=4$ по сравнению с $2p=6$, при прочих равных условиях позволяет: а) повысить стойкость машины против возникновения кругового огня на коллекторе; б) снизить трудоемкость изготовления за счет уменьшения числа полюсов и катушек; в) придать машине чувствительность к технологическим отклонениям, главным образом к отклонениям в расстановке главных и дополнительных полюсов и перекосам коллекторных пластин; г) уменьшить число щеточных бракетов; д) повысить к. п. д. прежде всего за счет снижения потерь в стали, являющихся функцией частоты перемагничивания.

При переходе на шесть полюсов представляется возможным: а) уменьшить почти в 1,5 раза зазор под главными и дополнительными полюсами, благодаря чему масса катушек снижается примерно на 10%; б) увеличить на 10—20 мм активную длину якоря за счет уменьшения вылетов лобовых частей обмотки и некоторого укорочения длины коллектора; в) уменьшить толщину станины, а следовательно, и ее массу, существенно упростить станочную обработку станины; г) выполнить более надежную по механической прочности компенсационную обмотку.

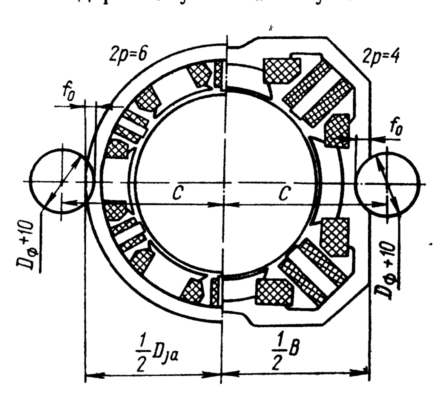


Рис. 13-3. Размерные соотношения подвесно-осевых двигателей при $2p=4$ и $2p=6$

Околоякорное пространство по внутреннему очертанию станины при диаметре якоря 500—700 мм у четырехполюсных машин почти в 1,5 раза больше, чем у шестиполюсных. При исполнении двигателя с изоляцией относительно земли, рассчитанной на 3000 В, это обстоятельство является существенным, так как позволяет при $2p=4$ разместить полюсы и катушки с утолщенной изоляцией и несколько пониженной плотностью тока в обмотке возбуждения.

Можно заметить, что при подвесно-осевом исполнении двигателя и диаметре колеса 1050—1250 мм и напряжении на двигатель 1500 В четырехполюсный вариант дает более надежный и не более массивный двигатель, чем шестиполюсный. При изоляции обмоток, рассчитанной на 3000 В (два двигателя постоянно подключены последовательно), уже выполнены двигатели с вращающим моментом в часовом режиме около 7000 Н·м.

Тепловозные главные генераторы и опорно-рамные тяговые двигатели, особенно когда привод от них осуществляется на две или даже три движущие оси, исполняются с 8, 10 и 12 полюсами.

Рассчитываемый двигатель имеет вращающий момент 9150 Н·м и питается напряжением 950 В. Его следует выполнить с числом полюсов $2p=6$.

Полюсное деление получается равным

$$\tau = \frac{\pi D_a}{2p} = \frac{\pi \cdot 66}{6} = 34{,}5 \text{ см.}$$

Частота перемагничивания сердечника якоря в номинальном (часовом) режиме работы

$$f_н = \frac{p n_н}{60} = \frac{3 \cdot 940}{60} = 47 \text{ Гц.}$$

В. Активный слой якоря

Ток $I_н$, потребляемый двигателем при заданной его мощности $P_н$ и напряжении на коллектора $U_н$, определяется выражением

$$I_н = \frac{P \cdot 10^3}{U_н \eta} = \frac{900 \cdot 10^3}{950 \cdot 0,94} = 1000 \text{ А}.$$

Здесь η — к. п. д.; ориентировочно его значение можно принимать по кривой 1 (рис. 13-4).

В коллекторных тяговых двигателях обычно принимаются простые волновая и петлевая обмотки. Лишь в двигателях, приводящих во вращение две или три оси, приходится прибегать к сложным обмоткам, в частности к двухходовой обмотке ($2a=4p$), двухкратно-или однократно замкнутой.

Обмотки должны удовлетворять условиям симметрии. При простой петлевой обмотке это выражается зависимостями

$$\left.\begin{array}{c} \frac{Z}{a} \\ \frac{K}{a} \\ \frac{2p}{a} \end{array}\right\} = \text{целое число.} \qquad (13\text{-}23)$$

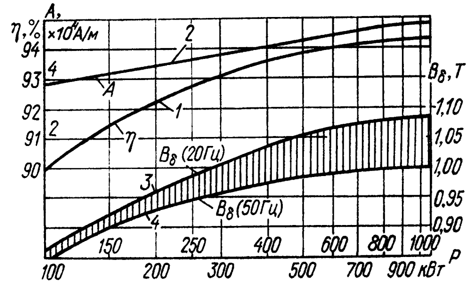


Рис. 13-4. Зависимость характерных величин тяговых двигателей η, A и B_δ от мощности двигателя

При двухходовых обмотках необходимо, чтобы

$$\frac{Z}{2p} = b + \frac{1}{2},$$

причем b должно быть четным числом. При трехходовых обмотках число b должно быть кратным трем.

Наиболее совершенную коммутацию при однократно замкнутых двухходовых обмотках имели машины, у которых $K/Z=3$.

Известны случаи, когда применение двухходовой однократно замкнутой обмотки приводило к плачевным результатам: машины искрили при всех режимах работы, включая холостой ход. Искрение вызывалось чрезмерным значением разности потенциалов между соседними коллекторными пластинами, принадлежащими различным ходам обмотки.

При простой волновой обмотке ($2a=2$) число пазов должно выражаться зависимостью

$$Z = 2pg \pm 1,$$

где g — целое число.

Если при этом K/Z — нечетное число, то обмотка получается без «мертвых» секций.

Множественная волновая обмотка, как составляющая лягушечьей, должна иметь то же число параллельных ветвей, как и входящая в состав этой обмотки петлевая обмотка.

Ток I_a в параллельной ветви обмотки якоря из технологических соображений не должен превосходить 250—300 А. По этому условию в рассчи-

тываемой машине принята простая петлевая обмотка $2a=2p=6$, и тогда ток параллельной ветви

$$I_a = \frac{I_н}{2a} = \frac{1000}{6} \approx 166\text{А}.$$

Исходя из допустимого значения напряжения между соседними коллекторными пластинами $u_{к.ср}=16\div18$ В находим число коллекторных пластин (ориентировочно)

$$K = \frac{2pU}{u_{к.\,ср}} = \frac{6\cdot950}{16\div18} = 356\div316.$$

Пазовое деление t_1 должно быть в пределах 2,2—3,5 см. Тогда возможное число пазов проектируемого двигателя

$$Z = \frac{\pi D_a}{t_1} = \frac{\pi\cdot66}{2{,}2\div3{,}5} = 94\div59.$$

Сумма токов в пазу I_aN_Z не должна превосходить 1500—1750 А. После нескольких попыток принимаем: $Z=87$, $u=4$. При этом

$$t_1 = \frac{\pi D_a}{Z} = \frac{\pi\cdot66}{87} = 2{,}38\ \text{см},$$

$$K = Zu = 87\cdot4 = 348.$$

У малых машин при $2p=4$ $t_1=1{,}5\div2{,}0$ см.

Условия симметрии обмотки (13-23) при полученных Z и K удовлетворяются.

Приняв $w_s=1$, получаем общее число стержней

$$N = 2K = 2\cdot348 = 696;$$

и число стержней на паз

$$N_Z = \frac{N}{Z} = \frac{696}{87} = 8;$$

$$I_aN_Z = 166\cdot8 = 1328 < 1500\ \text{А};$$

$$u_{к.\,ср} = \frac{2pU}{K} = \frac{6\cdot950}{348} = 16{,}4\ \text{В};$$

$$A = \frac{I_aN_Z}{t_1} = \frac{166\cdot8}{0{,}0238} = 5{,}6\cdot10^4\ \text{А/м}.$$

Линейная нагрузка — в допустимых границах (рис. 13-4); проверим получающуюся индукцию в зазоре.

Предварительно находим поток в номинальном режиме

$$\Phi = \frac{0{,}96U_н\cdot60a}{pNn} = \frac{0{,}96\cdot950\cdot60\cdot3}{3\cdot696\cdot940} = 0{,}0835\ \text{Вб}.$$

Коэффициент 0,96 учитывает падение напряжения на сопротивлении якорной цепи.

Индукция в зазоре при коэффициенте полюсной дуги $\alpha=0{,}63$ в часовом режиме получается равной

$$B_\delta = \frac{\Phi}{\alpha\tau l_a} = \frac{0{,}0835}{0{,}63\cdot0{,}345\cdot0{,}385} = 0{,}9970\ \text{Т},$$

что является допустимым (рис. 13-4, кривые *3* и *4*).

Коэффициент α обычно у некомпенсированных машин выбирается в границах 0,62—0,68, у компенсированных 0,64—0,72. Желательно, чтобы в полюсной дуге укладывалось целое число пазовых делений. Это устраняет пульсацию потока зубцовой частоты.

Шаги обмотки:

а) по коллектору для простой петлевой обмотки

$$y_к = \pm 1;$$

для простой волновой

$$y_к = \frac{K \pm 1}{p} = \text{целое число};$$

б) по пазам

$$y_п = \left| \frac{Z}{2p} \right| = \frac{87}{6} \approx 14;$$

в) по элементарным пазам для катушечного исполнения обмотки

$$y_1 = y_п \frac{1}{2} N_Z = 14 \cdot \frac{1}{2} \cdot 8 = 56;$$

$$y_2 = 1 - y_1 = 1 - 56 = -55.$$

В простой петлевой обмотке для выравнивания магнитной несимметрии применяют уравнительные соединения первого рода; шаг этих уравнительных соединений

$$y_у = \frac{K}{p} = \frac{348}{3} = 116.$$

Примем число p-угольников, соединяющих точки одинакового потенциала на коллекторе, равным Z/p. Число же одиночных уравнителей получается тогда равным числу пазов.

Сечение проводника обмотки якоря предварительно выбирается исходя из значения критерия тепловой загрузки активного слоя якоря (табл. 13-1). Этот критерий представляет собой произведение линейной нагрузки якоря на плотность тока в проводнике, т. е.

$$K_\theta = A j_N, \tag{13-24}$$

причем A — в А/м, а j_N — в А/мм^2 для номинального режима.

Для машины с самовентиляцией от встроенного вентилятора значение K_θ следует уменьшить на 25%.

Рассчитываемый двигатель имеет изоляцию класса Н и высокую частоту перемагничивания сердечника якоря (47 Гц). Поэтому выбираем горизонтальную укладку проводников в пазу.

По табл. 13-1 принимаем тепловую загрузку равной $40 \cdot 10^4$ и получаем предварительную плотность тока

$$j_N = \frac{K_\theta}{A} = \frac{40 \cdot 10^4}{5{,}6 \cdot 10^4} = 7{,}15 \text{ А/мм}^2,$$

а предварительное сечение проводника

$$q = \frac{I_а}{j_N} = \frac{166}{7{,}15} = 23{,}2 \text{ мм}^2$$

Размеры паза определяются исходя из допустимой индукции в зубцах. В силу ряда причин, изложенных ранее, как в тяговых двигателях, так и в тяговых генераторах магнитная цепь машины исполняется с невысоким

насыщением. Поэтому наиболее целесообразно определение размера пазов проводить в следующем порядке.

Глубина паза (ориентировочно) определяется по формуле

$$h_z = (0{,}08 \div 0{,}12)\,\tau. \qquad (13\text{-}25)$$

У малых машин при $2p=4$ h_z доходит по 0,2 τ.

Ширина зубца на $^1/_3$ его высоты (считая от дна паза) находится по формуле

$$z_{^1/_3} = \frac{B_\delta t_1}{B_{z^1/_3} k_1}. \qquad (13\text{-}26)$$

Коэффициент k_1 учитывает изоляцию листов сердечника якоря. Для лакированных листов толщиной 0,5 мм $k_1=0{,}93 \div 0{,}94$.

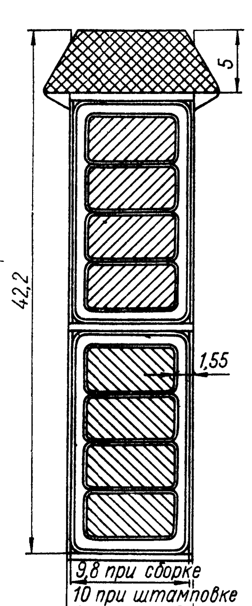


Рис. 13-5. Паз якоря

Для стали Э22-0,5, обычно применяемой в тяговом электромашиностроении, $B_{z^1/_3}$ не должна превосходить 2,2 Т, а для двигателей городского транспорта 1,85 Т [12]. Электротехническая сталь с кубической структурой позволяет выбрать индукцию на 10—15% более высокой.

Таблица 13-1

Критерий тепловой загрузки якоря K_θ для машин с независимой вентиляцией для классов изоляции В и Н

$U_{\text{макс}}$, В	Значения критерия для разных способов укладки проводников в пазы, $\frac{\text{А}^2 \cdot 10^{10}}{\text{м}^3}$			
	Вертикальная		Горизонтальная	
	В	Н	В	Н
1000	27	36	32	40
1650	24	32	30	36
3300	20	30	27	32

Примем $B_{z^1/_3}=2{,}2$ Т, тогда при глубине паза по (13-25) предварительно

$$h_z = 0{,}12\tau = 0{,}12 \cdot 34{,}5 = 4{,}15 \text{ см};$$

$$z_{^1/_3} = \frac{0{,}997 \cdot 2{,}38}{2{,}2 \cdot 0{,}94} = 1{,}15 \text{ см};$$

Ширина паза (предварительно)

$$b_\text{п} = t_{^1/_3} - z_{^1/_3} = \pi\frac{D_a - 1{,}33h_z}{Z} - z_{^1/_3} =$$

$$= \pi\frac{66 - 1{,}33 \cdot 4{,}15}{87} - 1{,}15 = 2{,}18 - 1{,}15 = 1{,}03 \text{ см}.$$

Проводники обмотки выбираются по ГОСТ 7019—71, изоляция паза — по табл. 13-2. Выбран проводник размерами 3,55×6,9, сечением 23,9 мм².

После учета изоляции, клина и допусков на укладку получены следующие размеры паза: по ширине $b_\text{п}=(9{,}8)$; 10 мм, по высоте $h_z=(42{,}1)$; 42,2 мм.

Таблица 13-2

Пазовая изоляция некоторых тяговых двигателей

Элементы обмотки	Изоляция класса В ($U = 3000$ В)		Изоляция класса F ($U = 950$ В)		Изоляция класса Н ($U = 3000$ В)	
	материал	двусторонняя толщина, мм	материал	двусторонняя толщина, мм	материал	двусторонняя толщина, мм
Стержень	Эмаль, стекловолокно, два слоя	0,37	Эмаль, стекловолокно	0,37	Пленка полимидная, один слой с перекрытием на 1/2 ширины	0,16
Секция	Лента стеклослюдинитовая 0,11 мм, один слой с перекрытием 1/2 ширины	0,44	—	—	—	—
Катушка	Лента стеклослюдинитовая 0,11 мм, пять слоев с перекрытием на 1/2 ширины Пленка фторопластовая 0,03 мм, один слой с перекрытием на 1/4 ширины	2,2 0,1	Лента стеклослюдинитовая 0,11 мм, четыре слоя с перекрытием на 1/2 ширины Пленка фторопластовая 0,33 мм, один слой с перекрытием на 1/4 ширины	1,77 0,1	Пленка полимидная 0,04 мм, четыре слоя с перекрытием на 1/2 ширины Лента стеклослюдинитовая на каучуке 0,09 мм, один слой с перекрытием на 1/2 ширины	0,64 0,36
Катушка	Лента стеклянная 0,1 мм, один слой с перекрытием на 1/2 ширины	0,4	Лента стеклянная 0,1 мм, один слой встык, Пропитка в эпоксидной смоле	0,2	Лента стеклянная 0,1 мм, один слой встык	0,2

В скобках размеры паза «в свету», вне скобок — в штампе (рис. 13-5).
Зубцы якоря. Ширина зубца по наружной поверхности якоря

$$z_1 = t_1 - b_п = 2{,}38 - 1{,}0 = 1{,}38 \text{ см}.$$

Зубцовое деление на $^1/_3$ высоты зубца

$$t_{1/3} = \frac{\pi (D_a - 1{,}33 h_z)}{Z} = \frac{\pi (66 - 1{,}33 \cdot 4{,}22)}{87} = 2{,}18 \text{ см}.$$

Расчетная ширина зубца

$$z_{1/3} = t_{1/3} - b_п = 2{,}18 - 1{,}0 = 1{,}18 \text{ см}.$$

Зубцовое деление по дну паза

$$t_2 = \frac{\pi (D_a - 2h_z)}{Z} = \frac{\pi (66 - 2 \cdot 4{,}22)}{87} = 2{,}08 \text{ см}.$$

Ширина зубца в основании и средняя ширина

$$z_2 = t_2 - b_п = 2,08 - 1,0 = 1,08 \text{ см};$$

$$z_{ср} = \frac{1,38 + 1,08}{2} = 1,23 \text{ см}.$$

Проверяем расчетную индукцию в зубце

$$B_{1/3} = \frac{B_\delta t_1}{0,94 z_{1/3}} = \frac{0,997 \cdot 2,38}{0,94 \cdot 1,18} = 2,14 \text{ Т}.$$

Объем зубцов

$$V_z = Z z_{ср} h_z k_1 l_a = 87 \cdot 1,23 \cdot 4,22 \cdot 0,94 \cdot 38,5 \cdot 10^{-6} = 0,016 \text{ м}^3.$$

Масса зубцов

$$G_z = \gamma V_z \cdot 10^3 = 7,8 \cdot 0,016 \cdot 10^3 = 125 \text{ кг}.$$

Длина провода обмотки якоря. Приняв длину A_s прямолинейной части стержня (рис. 2-15) для напряжения 1000 В (по табл. 2-1) равной 2 см и учитывая, что при укладке стержней в пазу плашмя их надо удлинить на 1,75 см для придания концам стержней радиального положения, получаем длину лобовой части

$$l_s = 2A_s + 1,2\tau + 1,75 = 2 \cdot 2 + 1,2 \cdot 34,5 + 1,75 = 47,25 \text{ см}.$$

Длина полувитка (стержня)

$$L'_N = l_a + l_s = 38,5 + 47,25 \approx 86 \text{ см}.$$

Общая длина всех проводов якоря, учитывая, что $w_s = 1$,

$$L_N = N L'_N w_s = 696 \cdot 86 \cdot 10^{-2} = 600 \text{ м}.$$

Масса меди обмотки

$$G_N = \gamma_M q_N L_N = 8,9 \cdot 23,9 \cdot 10^{-6} \cdot 600 \cdot 10^3 = 127 \text{ кг}.$$

Сопротивление обмотки якоря при 15° С:

а) в омах

$$R_{a15} = \frac{L_N}{57 q_N (2a)^2} = \frac{600}{57 \cdot 23,9 \cdot 6^2} = 0,0122 \text{ Ом};$$

б) в относительных единицах при перегреве на 100° С относительно температуры входящего воздуха, равной 40° С

$$R_a = (1 + 125 \cdot 0,004) R_{a15} \frac{I_н}{U_н} = 1,5 \cdot 0,0122 \frac{1000}{950} = 0,0193.$$

Уравнительные соединения. Длина уравнителя и его сечение равны соответственно

$$l_у = 2,4\tau = 2,4 \cdot 34,5 = 83 \text{ см},$$

$$q_у = (0,25 \div 0,33) q_N = (0,25 \div 0,33) \cdot 23,9 = (6,0 \div 7,9) \text{ мм}^2.$$

Принимаем по ГОСТ проводник 1,68×4,7 сечением 7,8 мм².

Толщина проводника уравнителя выбирается равной толщине проводника обмотки якоря. В рассчитываемом двигателе до толщины уравнителя должен быть расплющен каждый проводник обмотки якоря.

Общая длина уравнителей при одном двойном уравнителе на паз

$$L_у = Zl_у = 87 \cdot 0,83 = 72 \text{ м}.$$

Масса меди уравнителей

$$G_у = \gamma_м q_у L_у = 8,9 \cdot 7,8 \cdot 10^{-6} \cdot 72 \cdot 10^3 = 5 \text{ кг}.$$

Г. Коллектор и щетки

Диаметр коллектора исходя из конструктивных соотношений может быть в пределах $D_к = (0,7 \div 0,9) D_a$. Наибольший размер $D_к$ ограничивается допустимой окружной скоростью коллектора, которая при максимальной частоте вращения двигателя не должна превышать 50—55 м/с.

$$D_к = 0,8 \cdot 66 = 52,8 \text{ см}.$$

Принимаем ближайший нормализованный диаметр $D_к = 52$ см. Окружная скорость на коллекторе в номинальном режиме и при максимальной частоте вращения

$$v_к = \pi \frac{D_к n_н}{60} = \frac{\pi \cdot 0,52 \cdot 940}{60} = 25,6 \text{ м/с}.$$

$$v_{к.\,макс} = \frac{\pi \cdot 0,52 \cdot 1920}{60} = 52,3 \text{ м/с}.$$

Возможность осуществления надлежащего зажатия междупластинной изоляции (коллекторный миканит) определяется коэффициентом

$$k_{iк} = \frac{2v^2_{к.\,макс}}{D_к} \left(\frac{n_{исп}}{n_{макс}} \right)^2 = \frac{2 \cdot 52,3^2}{52} 1,25^2 = 165 < 190 \div 200.$$

Коллекторное деление

$$t_к = \frac{\pi D_к}{K} = \frac{\pi \cdot 520}{348} = 4,7 \text{ мм}.$$

Значение коллекторного деления должно быть больше 4,5 мм. Только в исключительных случаях, при очень тонких проводниках обмотки якоря, можно допустить $t_к = 3,0 \div 3,5$ мм.

Толщина коллекторной пластины

$$b_к = t_к - b_i = 4,7 - 1,2 = 3,5 \text{ мм},$$

где $b_i = (0,8 \div 1,5)$ мм — толщина изоляции между коллекторными пластинами, принятая в расчете равной 1,2 мм.

Число и размеры щеток. В крупных тяговых электродвигателях число щеточных бракетов равно числу полюсов ($g = 2p$). В небольших машинах с волновой обмоткой ограничиваются двумя щеткодержателями.

Контактная поверхность щеток одного бракета предварительно определяется по формуле

$$S_щ = \frac{2I_н}{g j_щ} = \frac{2 \cdot 1000}{6 \cdot 15} = 22,2 \text{ см}^2,$$

$j_щ$ — плотность тока под щеткой; выбирается в пределах 8—16 А/см² из условия, что при пусковых токах $j_щ$ не превосходит 25 А/см².

При выборе ширины щетки руководствуются допустимой шириной коммутационной зоны (см. ниже); принимаем предварительно

$$b_щ \leqslant 0,2\tau \frac{D_к}{D_a} (1 - \alpha) = 0,2 \cdot 34,5 \frac{52}{66} (1 - 0,63) = 2,01 \text{ см}.$$

Для обеспечения лучших условий коммутации двигателей с рабочим напряжением свыше 1500 В желательно удовлетворить также условию

$$1,9 < \frac{b_щ}{t_к} \leqslant \frac{K}{Z}.$$

Ширина щетки и ее осевой размер $l_щ$ выбираются по ГОСТ 12232—71. В нем предусмотрены щетки шириной 10; 12,5; 16; 20; 25; 32 мм и длиной в осевом направлении коллектора 12,5; 16; 20; 25; 32; 40; 50 мм.

Примем разрезную щетку размером 2 (10×40); число щеток в бракете $n_щ$ примем равным 3. Щеточное перекрытие

$$\gamma = \frac{b_щ}{t_к} = \frac{20}{4,7} = 4,26 < u + 1.$$

Контактная поверхность щеток одного бракета

$$S_щ = n_щ b_щ l_щ = 3 \cdot 2 \cdot 1,0 \cdot 4 = 24 \text{ см}^2.$$

Плотность тока под щеткой

$$j_щ = \frac{2I_н}{gS_щ} = \frac{2 \cdot 1000}{6 \cdot 24} = 13,9 \text{ А/см}^2.$$

Длина рабочей части коллектора

$$l_к = n_щ l_щ + 3(n_щ - 1) + 8 = 3 \cdot 40 + 3(3 - 1) + 8 = 134 \text{ мм}.$$

Принято $l_к = 136$ мм.

Ширина петушка ($b_п = 18$ мм) и кольцевой выточки (8 мм) такие же, как у построенных машин. Тогда общая длина пластины $l'_к$ получается равной 162 мм.

Достаточность охлаждающей поверхности коллектора проверяется по эмпирической формуле

$$l_к \geqslant 0,7 \frac{I_н}{D_к} = 0,7 \frac{1000}{52} = 13,5 \text{ см}.$$

Таким образом, принятая длина рабочей поверхности коллектора ($l_к = 13,6$ см) получилась достаточной.

Высота коллекторной пластины ($h_к$) по эмпирической формуле

$$h_к = 2,8 \sqrt[4]{D_к} - 1 = 2,8 \sqrt[4]{52} - 1 = 6,52 \text{ см}.$$

Примем $h_к = 6,5$ см.

Приближенная масса меди коллектора

$$G_к = \gamma_м [\pi (D_к - h_к) - Kb_l] h_к l'_к \cdot 10^{-3} =$$

$$= 8,9 [\pi (52 - 6,5) - 348 \cdot 0,12] \cdot 6,5 \cdot 16,2 \cdot 10^{-3} = 95 \text{ кг}.$$

Ширина коммутационной зоны по (7-8) равна

$$b_{км} = t_к \left(u - \frac{a}{p} + \gamma + \varepsilon \right) \frac{D_a}{D_к} = 4,7 \left(4 - \frac{3}{3} + \frac{20}{4,7} + 2 \right) \cdot \frac{66}{52} = 5,51 \text{ см}.$$

Здесь

$$\varepsilon = \frac{K}{2p} - y_1 = \frac{348}{6} - 56 = 58 - 56 = 2.$$

Тогда отношение ширины коммутационной зоны к междуполюсному окну получается равным

$$\frac{b_{км}}{\tau(1-\alpha)} = \frac{5,51}{34,2(1-0,63)} = 0,435 < 0,5.$$

Это позволяет сделать заключение, что ширина щетки выбрана правильно.

Д. Воздушный зазор под главными полюсами

В некомпенсированных машинах, имеющих диаметр якоря свыше 40—50 см или линейную нагрузку якоря A свыше $(1,0 \div 1,2) \cdot 10^5 \tau$ А/м (полюсное деление τ выражено в метрах), воздушный зазор следует выполнять эксцентрическим (рис. 4-10). В машинах с компенсационной обмоткой зазор выполняется одинаковым по всей полюсной дуге, а его значение выбирается минимальным из механических соображений

$$\delta > (0,006 \div 0,008)\, D_a. \qquad (13\text{-}27)$$

Расчетное эквивалентное значение эксцентрического зазора δ выбирается достаточно большим, чтобы при работе двигателя с максимальной частотой вращения и наименьшей степенью возбуждения не возникали круговые огни на коллекторе. В то же время зазор не должен быть чрезмерно большим, чтобы для размещения катушек обмотки возбуждения не потребовалось увеличивать поперечные размеры станины. Можно для определения δ (см) руководствоваться формулой

$$\delta > 0,6 k_v k_p \frac{A\alpha\tau}{B_\delta} \cdot 10^{-4}. \qquad (13\text{-}28)$$

Значения A и B_δ соответствуют номинальному режиму.

Подставляя расчетные величины для проектируемого двигателя

$$k_v = \frac{v_{макс}}{v_н} = \frac{110}{54} = 2,04$$

и

$k_p = \frac{p_{n\,макс}}{p_н} = 0,6$ (задаемся предварительно), получаем значение расчетного зазора

$$\delta > 0,6 \cdot 2,04 \cdot 0,6 \frac{5,6 \cdot 10^4 \cdot 0,63 \cdot 0,345 \cdot 10^{-4}}{0,997} = 0,895 \text{ см}.$$

Принимаем минимальный зазор $\delta_0 = 0,55$ см, а отношение $\delta_{кр}/\delta_0 = 3,0$.

Расчетное значение по приближенной формуле для эксцентрического зазора получается равным

$$\delta = \delta_0 + \frac{1}{3}(\delta_{кр} - \delta_0) = 0,55 + \frac{1}{3}(1,65 - 0,55) = 0,92 \text{ см}.$$

Е. Коммутация и добавочные полюсы

Для суждения о напряженности коммутации при выбранном числе пазов и их размерах по формуле (7-12) вычисляется реактивная э. д. с. коммутации. Находим предварительно проводимость паза по (7-11)

$$\lambda_N = 0,6\frac{h_z}{b_п} + \frac{l_s}{l_a} = 0,6\frac{42,2}{10} + \frac{47,25}{38,5} = 2,52 + 1,23 = 3,75,$$

и тогда среднее значение реактивной э. д. с. за цикл коммутации будет

$$e_{R\text{ср}} = 2w_s A l_a v_a \lambda_N \cdot 10^{-6} = 2 \cdot 5{,}6 \cdot 10^4 \cdot 0{,}385 \cdot 32{,}5 \cdot 3{,}75 \cdot 10^{-6} = 5{,}26 \text{ В}.$$

По заданию степень пульсации тока в номинальном режиме может достигать $k_i = 0{,}25$. Полагаем, что добавочные полюсы компенсируют добавочную реактивную э. д. с. до 0,5 ее приращения, т. е. $k_w = 0{,}5$.

Тогда

$$\Delta e_{R\text{ ср}} = k_w k_i e_{R\text{ ср}} = 0{,}5 \cdot 0{,}25 \cdot 5{,}26 = 0{,}66 \text{ В}.$$

В моменты прохождения тока через максимальные значения напряженность коммутации будет оцениваться значением

$$e'_{R\text{ ср}} = e_{R\text{ ср}} + \Delta e_{R\text{ ср}} = 5{,}26 + 0{,}66 = 5{,}92 \text{ В}.$$

Для подвесно-осевых тяговых двигателей напряженность коммутации в номинальном режиме при разрезных щетках не должна превышать 6 В. Это условие удовлетворяется.

Расчет индукции под добавочными полюсами проводится по среднему значению реактивной э. д. с. той секции, которая занимает среднее положение в якорной катушке. Эта секция коммутируется во время прохождения середины паза под серединой добавочного полюса. Средняя реактивная э. д. с. в ней e_R за период коммутации примерно в 1,1 раза больше средней э. д. с. за цикл T_z (рис. 7-5), т. е.

$$e_R = 1{,}1 e_{R\text{ ср}} = 1{,}1 \cdot 5{,}26 = 5{,}8 \text{ В}.$$

Примем длину добавочного полюса l_w равной длине сердечника якоря $l_a = 38{,}5$ см. Индукция под добавочным полюсом определяется по формуле

$$B_w = \frac{e_R}{2 l_w w_s v_a} = \frac{5{,}8}{2 \cdot 0{,}385 \cdot 1 \cdot 32{,}5} = 0{,}23 \text{ Т}.$$

Зазор со стороны якоря под добавочными полюсами δ_w выполняется на 2—4 мм большим, чем под главными полюсами. Примем $\delta_w = 1{,}0$ см.

Ширину наконечника добавочного полюса b_w определим из условия

$$b_{\text{км}} = b_w + 3\delta_w,$$

откуда

$$b_w = b_{\text{км}} - 3\delta_w = 5{,}51 - 3 \cdot 1 = 2{,}51 \text{ см}.$$

Примем $b_w = 2{,}6$ см.

Наконечник выполним со скосами под углом 45° (рис. 13-6, *а*) до ширины 3,8 см. При таком очертании наконечника основание b_{wi} равновеликого по площади прямоугольника, представляющего распределение индукции под добавочным полюсом, будет равно $2t_1 = 2 \cdot 2{,}38 \approx 4{,}7$ см.

Коммутирующий поток получается равным

$$\Phi_w = B_w l_w b_{wi} = 0{,}23 \cdot 0{,}385 \cdot 0{,}047 = 4{,}17\ 10^{-3} \text{ Вб}.$$

Поток рассеяния добавочных полюсов в 2—3 раза превышает коммутирующий поток. Меньшее значение — для коэффициента полюсной дуги $\alpha = 0{,}63$, большее — для $\alpha = 0{,}68 \div 0{,}7$. Принимаем коэффициент рассеяния $\sigma_w = 3$.

Тогда поток добавочных полюсов

$$\Phi_{wm} = \sigma_w \Phi_w = 3 \cdot 4{,}17 \cdot 10^{-3} = 12{,}5 \cdot 10^{-3} \text{ Вб}.$$

Сечение добавочного полюса определяем из условия, что индукция в нем B_{wm} не превосходит значения

$$B_{wm} \leqslant \frac{1{,}2}{k_i} = \frac{1{,}2}{1{,}6} = 0{,}75 \text{ Т}.$$

Принимаем $B_{wm}=0,725$ Т. Здесь 1,2 Т — индукция в сердечнике при наибольшем значении тока перегрузки, k_i — перегрузка по току при $\psi=0,45$.

Тогда ширина сердечника добавочного полюса

$$b_{mw}=\frac{\Phi_{mw}}{B_{mw}l_w}=\frac{1,25\cdot 10^{-2}}{0,725\cdot 0,385}=0,045 \text{ м}=4,5 \text{ см}.$$

Для снижения вероятности возникновения кругового огня на коллекторе при резких повышениях тока у добавочных полюсов выполняют второй

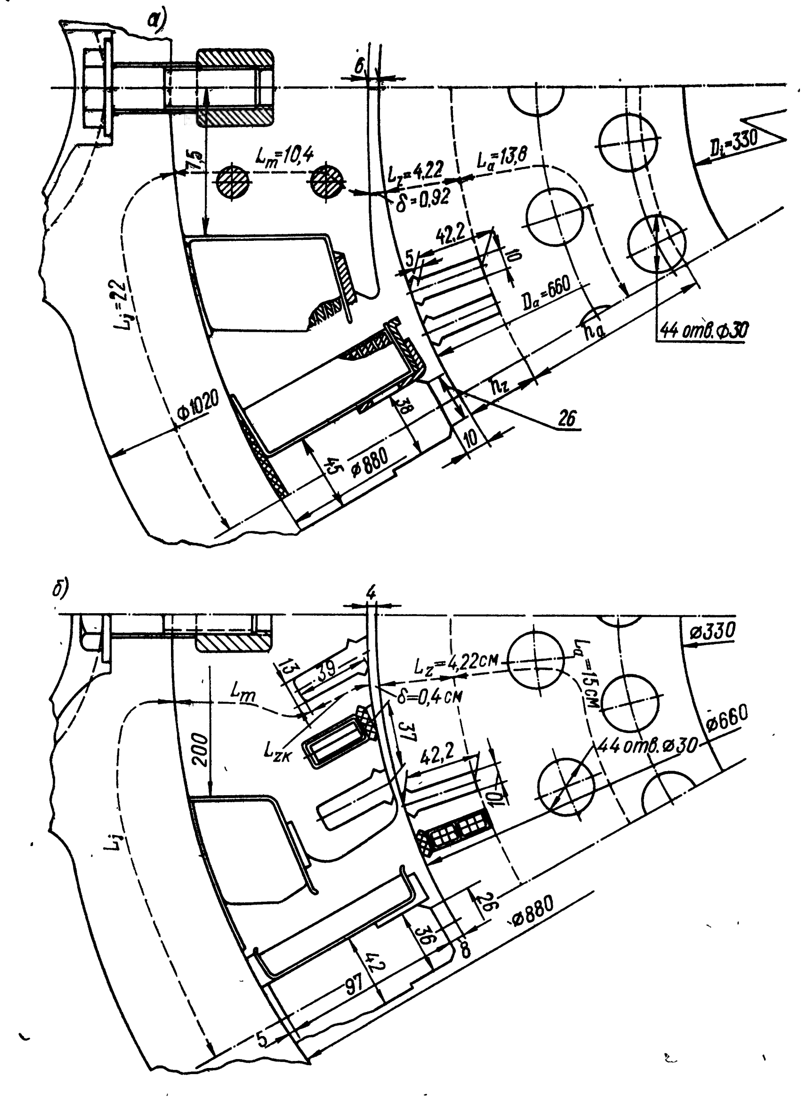


Рис. 13-6. Магнитная цепь двигателя: *а* — без компенсационной обмотки; *б* — с компенсационной обмоткой

зазор со стороны станины (§ 7-2), который выбирают равным $(0{,}3 \div 0{,}5)\delta_w$. Принимаем $\delta_{wj}=0{,}35$ см.

Намагничивающая сила для создания коммутирующего потока подсчитывается только для зазоров δ_w и δ_{wj}, так как ферромагнитные участки цепи добавочных полюсов имеют низкие индукции.

Коэффициент зубчатости для зазора δ_w

$$k_{w\delta}=\frac{t_1+10\delta_w}{z_1+10\delta_w}=\frac{2{,}38+10\cdot 1}{1{,}38+10\cdot 1}=1{,}09.$$

Н. с. на один полюс подсчитывается по формуле

$$F_w=0{,}8\delta_w k_{w\delta}B_w\cdot 10^6+0{,}8\delta_{wj}B_{wm}\cdot 10^6+\frac{1}{2}A\left(\tau-\frac{1}{2}b_{\text{км}}\right)=$$

$$=0{,}8\cdot 0{,}01\cdot 1{,}09\cdot 0{,}23\cdot 10^6+0{,}8\cdot 0{,}0035\cdot 0{,}725\cdot 10^6+$$

$$+\frac{1}{2}5{,}6\cdot 10^4\left(0{,}345-\frac{1}{2}\cdot 0{,}055\right)=2000+2020+8860=12\,880\ \text{А}.$$

Число витков катушки добавочного полюса

$$w_w=\frac{F_w}{I_\text{н}}=\frac{12\,880}{1000}\approx 13.$$

Степень компенсации поля реакции якоря

$$\vartheta=\frac{F_w}{F_a}=\frac{I_\text{н}w_w}{0{,}5\cdot A\left(\tau-\frac{1}{2}b_{\text{км}}\right)}=\frac{1000\cdot 13}{8860}=1{,}46.$$

Современные мощные тяговые двигатели выполняются с подобной высокой степенью компенсации.

Выбор меди катушек добавочных полюсов и их размеров проводится ниже одновременно с определением размеров и размещения катушек главных полюсов.

Ж. Расчет магнитной цепи

Задачей расчета является определение размеров магнитной цепи (сердечника якоря, полюсов и станины), числа витков и размеров катушек главных полюсов. Этот расчет проводится для условий номинального режима. В результате устанавливаются размеры станины и расположение движущей силы (рис. 13-6) с учетом ранее определенной централи C и указанного в техническом задании превышения станины над головкой рельса δ_c.

Сердечник якоря. Радиальный размер сердечника якоря определяется по формуле

$$h_a=\frac{\Phi}{2B_a k_1 l_a}=\frac{0{,}0835}{2\cdot 1{,}26\cdot 0{,}94\cdot 0{,}385}=0{,}092\ \text{м}.$$

Значение индукции в сердечнике якоря B_a принята согласно данным рис. 13-7 для частоты перемагничивания якоря $f=47$ Гц.

В сердечнике якоря предусматриваются один, два или три ряда вентиляционных отверстий, располагаемых по концентрическим окружностям. Наиболее целесообразной формой сечения этих каналов является круг. Их диаметр ($d_\text{к}$) принимается приблизительно 25—30% от расчетного значения h_a. Число каналов выбирается таким, чтобы шаг их расположения в наружном ряду получался в пределах $(2 \div 3)d_\text{к}$.

В рассчитываемом двигателе принято два ряда каналов диаметром 30 мм по 22 канала в ряду.

Внутренний диаметр дисков якоря вычисляется по формуле

$$D_i = D_a - 2\left(h_z + h_a + \frac{1}{2} n_к d_к\right), \qquad (13\text{-}29)$$

где $n_к$ — число рядов канала.

В рассматриваемом двигателе

$$D_i = 66 - 2\left(4{,}22 + 9{,}4 + \frac{1}{2}\cdot 2\cdot 3{,}0\right) = 66 - 32{,}84 = 33{,}16 \text{ см}.$$

Принят $D_i = 33{,}0$ см.

Объем сердечника якоря

$$V_a = \frac{\pi}{4}\left[(D_a - 2h_z)^2 - D_i^2 - m_к d_к^2\right] l_a k_1 =$$

$$= \frac{\pi}{4}\left[(66 - 2\cdot 4{,}22)^2 - 33^2 - 44\cdot 3{,}0^2\right] 38{,}5\cdot 0{,}94 = 51\,700 \text{ см}^3 = 0{,}0517 \text{ м}^3.$$

Здесь $m_к$ — общее число каналов.

Масса сердечника якоря

$$G_a = \gamma V_a = 7{,}8\cdot 0{,}0517\cdot 10^3 = 402 \text{ кг}.$$

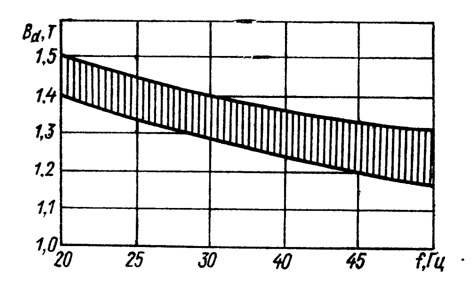


Рис. 13-7. Индукция в сердечнике якоря

Сердечник главного полюса рассчитывается с учетом коэффициента рассеяния σ, который для случая $\alpha = 0{,}63$ может быть принят равным 1,15. Индукция в сердечнике B_m принимается в пределах 1,5—1,7 Т. Бóльшие значения индукции принимаются при меньшем значении коэффициента полюсной дуги α.

Примем предварительно: $B_m = 1{,}7$ Т; толщину листов полюса 0,5 мм (без покрытия эмалью); коэффициент, учитывающий неплотность сборки, $k_i = 0{,}96$; осевую длину полюса $l_m = l_a + 1{,}5$ см. Удлинение на 1,5 см компенсирует по площади срезы на углах полюсного сердечника. Тогда ширина полюса получается равной

$$b_m = \frac{\sigma\Phi}{B_m k_i l_m} = \frac{1{,}15\cdot 0{,}0835}{1{,}7\cdot 0{,}96\cdot 0{,}40} = 14{,}7 \text{ см}.$$

Примем $b_m = 15$ см, тогда $B_m = 1{,}67$ Т.

Радиальная длина полюса h_m в тяговых двигателях находится в пределах:

при $2p = 4\,(0{,}2 \div 0{,}25)\,\tau$;

» $2p = 6\,(0{,}3 \div 0{,}35)\,\tau$.

Численный коэффициент принимается большим при катушках, изолированных материалами класса В, меньшим — при изоляции класса F и Н.

Выбираем предварительно

$$h_m = 0{,}3\tau = 0{,}3\cdot 34{,}5 = 10{,}35 \text{ см}.$$

Внутренний диаметр станины

$$D_j = D_a + 2\,(\delta_0 + h_m) = 66 + 2\,(0{,}55 + 10{,}35) = 87{,}8 \approx 88 \text{ см}.$$

Тогда получаем $h_m = 10{,}4$ см.

Приближенно масса всех полюсов

$$G_m = 2pb_m l_m k_1 h_m \gamma \cdot 10^3 = 6 \cdot 0,15 \cdot 0,4 \cdot 0,96 \cdot 0,104 \cdot 7,8 \cdot 10^3 = 280 \text{ кг}.$$

Магнитная станина. Индукция в станине B_j в номинальном режиме не должна превосходить 1,4—1,6 Т.

Примем индукцию в станине $B_j=1,4$ Т, толщину стенки $b_j=0,45 \cdot b_m = 0,45 \cdot 15 \approx 7,0$ см, тогда осевая длина сечения магнитопровода станины

$$l_j = \frac{\sigma \Phi}{2 b_j B_j} = \frac{1,15 \cdot 0,0835}{2 \cdot 0,07 \cdot 1,4} = 0,49 \text{ м}.$$

Масса станины

$$G_j = \pi (D_j + b_j)\, l_j \gamma \cdot 10^3 = \pi (0,88 + 0,07) \cdot 0,49 \cdot 7,85 \cdot 10^3 = 1150 \text{ кг}.$$

Магнитная характеристика и обмотка возбуждения. Для определения числа витков катушек главных полюсов подсчитывается необходимая н. с. по всем участкам магнитной цепи для потока в номинальном режиме.

Н. с., затрачиваемая на зазор,

$$F_\delta = 0,8 \delta k_\delta B_\delta \cdot 10^6 = 0,8 \cdot 0,0092 \cdot 1,09 \cdot 0,997 \cdot 10^6 = 7960 \text{ А}.$$

Коэффициент зубчатости

$$k_\delta = \frac{t_1 + 10\delta}{z_1 + 10\delta} = \frac{2,38 + 10 \cdot 0,92}{1,38 + 10 \cdot 0,92} = \frac{11,58}{10,58} = 1,09.$$

Н. с. на зубцовый слой при индукции в зубцах свыше 1,8 Т вычисляется с учетом того, что магнитный поток проходит не только по зубцам, но и по полости пазов и по изоляционным слоям дисков якоря. Поток якоря Φ, проходящий через зубцовую зону дуги $\alpha\tau$, является суммой двух потоков — потока Φ_z, идущего по зубцам, и потока $\Phi_п$, идущего по пазу, т. е. в произвольной цилиндрической поверхности имеем

$$\Phi = \Phi_z + \Phi_п.$$

Разделив обе части этого равенства на площадь стали зубцов Q_z, получаем

$$\frac{\Phi}{Q_z} = \frac{\Phi_z}{Q_z} + \frac{\Phi_п}{Q_z}.$$

Умножив и разделив второй член правой части полученного равенства на площадь сечения паза $Q_п$, имеем

$$\frac{\Phi}{Q_z} = \frac{\Phi_z}{Q_z} + \frac{\Phi_п}{Q_п} \cdot \frac{Q_п}{Q_z} = \frac{\Phi_z}{Q_z} + \frac{\Phi_п}{Q_п} k_z$$

или

$$B_z = B_z' + 0,4\pi H_п k_z \cdot 10^{-6}. \qquad (13\text{-}30)$$

Левая часть равенства (13-30) представляет собой так называемую теоретическую индукцию в зубцах B_z. Она имела бы место, если бы весь поток Φ проходил только по зубцам.

В правой части равенства первый член B'_z представляет собой фактическую индукцию в стали зубцов рассматриваемого слоя, а второй член дает значение индукции в пазу в этом же слое, умноженное на коэффициент k_z. Магнитная напряженность для паза равна

$$H_п = \frac{1}{0,4\pi} \cdot \frac{\Phi_п}{Q_п} \cdot 10^6.$$

Исходя из того, что рассматриваемую цилиндрическую поверхность можно принять как поверхность одинакового по значению магнитного потенциала, можем написать равенство

$$H_z = H_п.$$

Таким образом, фактическая индукция в стали зубцов определяется из выражения (13-30)

$$B_z' = B_z - 0,4\pi H_п k_z \cdot 10^{-6}.$$

Коэффициент k_z представляет собой отношение площади паза к площади стали зубцов в рассматриваемой цилиндрической поверхности. Отнесенное к одному пазовому делению t и единичной длине, считая вдоль оси якоря, оно может быть представлено в виде

$$k_z = \frac{Q_п}{Q_z} = \frac{t}{k_1 z} - 1. \qquad (13\text{-}31)$$

По кривой намагничивания стали якоря можно заранее построить кривые зависимости между напряженностью и теоретической индукцией в зубце B_z для различных значений k_z. При $k_z=0$ это основная кривая намагничивания стали. Семейство кривых для различных значений k_z дано на рис. 13-8.

В зубцах рассчитываемого двигателя теоретическая индукция $B_{z1/3} = 2,14$ Т, а коэффициент $k_{z1/3}$ для сечения на $1/3$ высоты зубца получается равным

$$k_{z\,1/3} = \frac{t_{1/3}}{k_1 z_{1/3}} = \frac{2,18}{0,94 \cdot 1,18} - 1 = 0,97.$$

По теоретической индукции $B_{z1/3}=2,14$ Т, ориентируясь на кривую для $k_z=1$ (рис. 13-8), находим удельную напряженность $H_z=58\,000$ А/м, и тогда намагничивающая сила на зубцы

$$F_z = H_z h_z = 58\,000 \cdot 0,0422 = 2440 \text{ А}.$$

Намагничивающую силу, действующую в спинке сердечника якоря, вычисляем, приняв среднюю длину магнитных силовых линий в нем $L_a=0,4\,\tau = 0,4 \cdot 34,5 = 13,8$ см. При $B_a=1,26$ Т напряженность магнитного поля $H_a = 800$ А/м.

$$F_a = H_a \cdot 0,4\tau = 800 \cdot 0,138 = 110 \text{ А}.$$

Н. с., приходящиеся на полюс F_m и станину F_j. Удельная напряженность по определенным выше индукциям B_m и B_j берется с кривой намагничивания соответствующих материалов (рис. 13-8).

Средняя длина магнитных силовых линий предварительно, до уточнения на эскизе магнитной цепи, принимается для полюса равной h_m, а для станины

$$L_j = (0,65 \div 0,75)\,\tau.$$

Меньший коэффициент — при круглой станине, больший — при восьмигранной ($2p=4$).

При $B_m=1,67$ Т, $B_j=1,4$ Т, $H_m=7000$ А/м и $H_j=2000$ А/м получаем

$$F_m = H_m h_m = 7000 \cdot 0,104 = 725 \text{ А};$$

$$F_j = H_j L_j = 2000 \cdot 0,65 \cdot 0,345 = 450 \text{ А}.$$

Сумма н. с. получается равной

$$F_\mu = F_\delta + F_z + F_a + F_m + F_j = 7960 + 2440 + 110 + 725 + 450 = 11\,685 \text{ А}.$$

Для учета неизбежной неплотности прилегания сердечников полюсов к станине ($\delta_j=0,025$ см) увеличивают в 1,05 раза н. с. зазора F_δ.

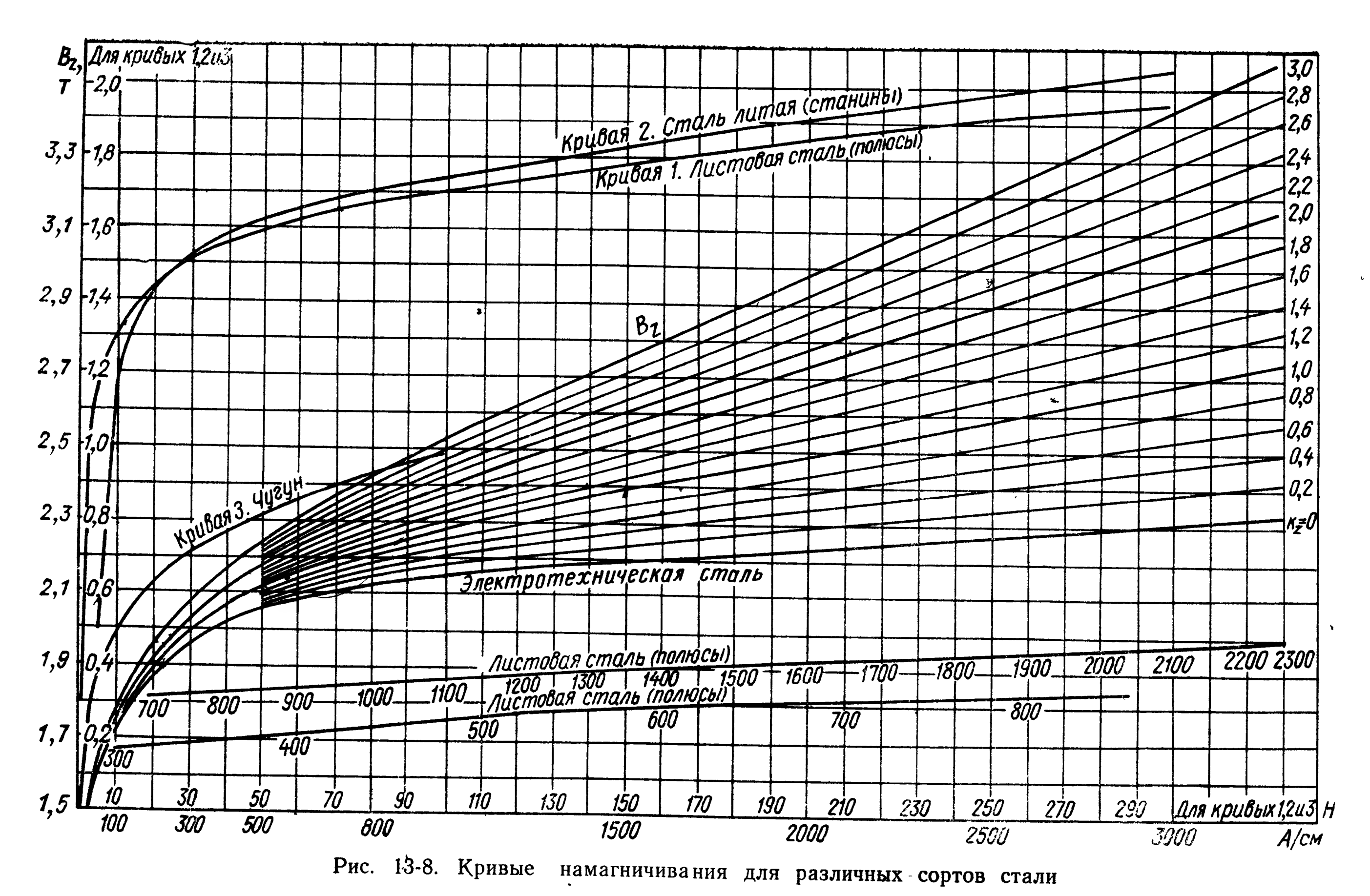


Рис. 13-8. Кривые намагничивания для различных сортов стали

Для компенсации продольного действия реакции якоря соответствующая н. с. F_ρ вычисляется по формуле

$$F_\rho = k_р F_{ря}.$$

Коэффициент размагничивания $k_р$ определяется по кривым рис. 13-9 в зависимости от отношения н. с. реакции якоря $F_{ря}$ к н. с. катушки возбуждения. В качестве последней можно принять н. с. F_μ. Тогда в нашем расчете при

$$\frac{F_{ря}}{F_\mu} = \frac{0,5\tau A}{F_\mu} = \frac{0,5 \cdot 0,345 \cdot 5,6 \cdot 10^4}{11\,685} = 0,82$$

по кривой для $B_{z^1/_3} = 2,0 \div 2,5$ Т получаем $k_р = 0,14$. Следовательно,

$$F_\rho = 0,14 \cdot 9660 = 1350 \text{ А}.$$

Расчетная н. с. одной катушки

$$F_в = 1,05F_\delta + F_z + F_a + F_m + F_j + F_\rho = 1,05 \cdot 7960 + 2440 + 110 + + 725 + 450 + 1350 = 13\,435 \text{ А}.$$

Учитывая, что обмотка возбуждения имеет постоянный шунт, ответвляющий 3—4% тока якоря, и вводя запас в 2%, получаем число витков одной катушки

$$w_s = \frac{1,02F_в}{0,97I_н} = \frac{1,02 \cdot 13\,435}{0,97 \cdot 1000} \approx 14,0;$$

w_s должно равняться целому числу.

При расчете двигателя с компенсационной обмоткой определение размеров главных полюсов начинают с выяснения размеров полюсного наконечника. Для размещения на нем компенсационной обмотки предусматриваются пазы, число которых при радиальном расположении может быть как четным, так и нечетным, а при параллельном (рис. 4-12) — только четным.

Н. с. $F_к$ компенсационной обмотки должна уравновешивать реакцию якоря на полюсной дуге, т. е.

$$F_к \leqslant \alpha\tau A.$$

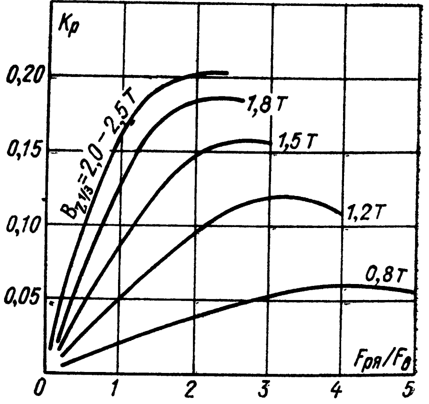


Рис. 13-9. Коэффициент размагничивания

Тогда число стержней на полюс получается равным

$$N_к = \frac{\alpha\tau A}{I} = \text{целое число.}$$

Приняв для рассчитываемого двигателя расположение обмотки в параллельных пазах, получаем

$$N_к = \frac{0,63 \cdot 0,345 \cdot 5,6 \cdot 10^4}{1000} \approx 12.$$

Взято 12 стержней, размещенных в шести пазах ($Z_к = 6$), т. е. по два стержня на паз. Плотность тока в стержнях выбирается в пределах 6—8 А/мм². Нижний предел — при изоляции класса B, верхний — при изоляции класса H. Выбираем стержень размерами 4,4×32 мм; $q_к = 140$ мм², плотность

тока 7,15 А/мм². При изоляции класса H размеры паза 13×39 мм (в штампе).

Зазор δ под полюсами принят равномерный по всей полюсной дуге и равен $0{,}006 \cdot D_a = 0{,}006 \cdot 66 \approx 0{,}4$ см. Пазовое деление

$$t_{1к} = \frac{\alpha\pi (D_a + 2\delta)}{2p (Z_к - 1)} = \frac{0{,}63\pi (66 + 2 \cdot 0{,}4)}{6 (6 - 1)} = \frac{132}{30} = 4{,}4 \text{ см}.$$

При параллельном расположении пазов и креплении обмотки клиньями в открытых пазах ширина паза компенсационной обмотки по поверхности полюса получается в среднем $b_к = 1{,}6$ см, а ширина зубца

$$z_к = t_{1к} - b_к = 4{,}4 - 1{,}6 = 2{,}8 \text{ см}.$$

Коэффициент зубчатости для зазора подсчитывается по формуле

$$k_\delta = \frac{t_1 + 10\delta}{z_1 + 10\delta} \cdot \frac{t_{1к} + 10\delta}{z_к + 10\delta} = \frac{2{,}38 + 4}{1{,}38 + 4} \cdot \frac{4{,}4 + 4}{2{,}8 + 4} = 1{,}19 \cdot 1{,}24 = 1{,}47.$$

Если учесть увеличение высоты наконечника полюса, неизбежное при размещении компенсационной обмотки, то коэффициент полюсной дуги изменится с 0,63 до 0,66. Вследствие этого индукция в зазоре и зубцах соответственно снизится.

Расчет магнитной цепи с учетом двух зубцовых слоев привел бы к десятивитковой катушке на главных полюсах.

При наличии компенсационной обмотки поток рассеяния добавочных полюсов превышает коммутирующий поток Φ_w в 1,5—2 раза. При выборе коэффициента рассеяния σ_w равным 2,5 ширину добавочного полюса удалось бы снизить до 4,2 см, второй зазор δ_w увеличить до 0,5 см, число витков на полюс получилось бы равным шести. Очертание полюса и размеры главного и добавочных полюсов показаны на рис. 13-6, *б*. При вычерчивании наконечника главного полюса выясняется необходимость увеличения ширины сердечника полюса с 15 до 20 см. Благодаря этому устранено чрезмерное насыщение от той части магнитного потока, который ответвляется в крайние зубцы полюсного наконечника.

3. *Катушки полюсов*

Размеры катушек полюсов устанавливаются по чертежу магнитной цепи, выполненному в масштабе 1 : 1 (рис. 13-6). Число витков катушек главных и добавочных полюсов было определено ранее и равно $w_s = 14$, а $w_w = 13$. Сечение проводников катушки главного или добавочного полюсов

$$q_s = \frac{I_н}{m_1 j_s}, \tag{13-32}$$

где m_1 — число параллельно включенных групп в схеме соединения катушек (обычно $m_1 = 1$); j_s — плотность тока в катушках; принимается равной 3,5—6 А/мм² (бóльшие значения — при изоляции классов F и H).

Для тепловозных двигателей на выбор сечения проводника катушек большое влияние оказывает требование выполнить двигатель с повышенным, против средних значений, к. п. д.

Размеры провода катушек выбираются исходя из обеспечения наилучшего использования междуполюсного окна по нормальному сортаменту меди.

Изоляция между витками в катушках из голой меди осуществляется прокладками асбестовой ленты толщиной 0,3—0,4 мм с проклейкой теплостойким лаком.

Размеры приближения к заземленным частям и толщина изоляции катушек (рис. 13-10) должны быть не менее указанных в табл. 13-3. Размер e_0

Таблица 13-3

Толщина изоляции катушек полюсов (мм)

Напряжение, В	e_0	e_1	e_2 главный полюс	e_2 добавочные полюсы	e_3	e_3'	e_4
500—800	2,5	3	5	4	10	5	12
800—1500	3,0	4	6	5	12	6	15
1500—3000	4,0	5	8	6	14	7	18

представляет собой толщину общей изоляции катушек с учетом их компаундировки; e_1 учитывает местные утолщения изоляции, неизбежные в производстве; e_2 учитывает допуск, необходимый для обеспечения посадки катушек на полюс; e_3 включает в себя прибавку на неточность литья и место для установки пружинной рамки. В случае отсутствия отжимных пружин и установки катушек к обработанной поверхности станины вместо размера e_3 выбирается меньший размер e_3'. В размерах e_3 и e_3' учитывается также возможность распушения катушек при их намотке.

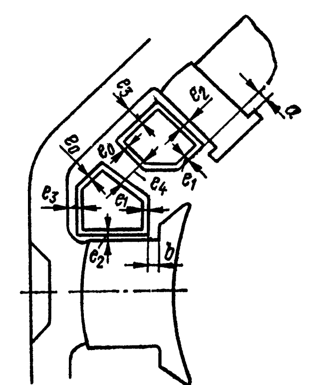


Рис. 13-10. Габариты катушек и толщина их изоляции

Размеры a и b (рис. 13-10) при наличии пружинных рамок следует принимать равными 5 мм.

Для катушек главных полюсов рассматриваемого примера принята медь сечением $4{,}7\times50=234$ мм²; плотность тока получилась равной

$$j_s=\frac{\beta_н I_н}{q_s}=\frac{0{,}97\cdot1000}{234}=4{,}15\ \text{А/мм}^2.$$

Средняя длина витка для катушки из двух плоских спиралей вычисляется отдельно для каждой спирали

$$L_s'=2\left(l_m+b_m\right)+\pi b.$$

Здесь b_m — толщина (рис. 4-18) рассматриваемой спирали.

Общая длина провода (м)

$$L_s=1{,}05\cdot2p\left(L_s'w_{s1}+L_{s2}'w_{s2}\right)\cdot10^{-2}.$$

Для катушки в виде винтовой спирали средняя длина витка вычисляется по формуле

$$L_s'=2\left(l_m+b_m\right)+\pi b,$$

причем в этом случае b представляет собой больший размер проводника катушки.

Имеем

$$L_s'=2\,(40+15)+\pi\cdot5{,}0=125{,}7\ \text{см}.$$

Общая длина провода

$$L_s=1{,}05\cdot2pL_s'w_s\cdot10^{-2}=1{,}05\cdot6\cdot125{,}7\cdot14\cdot10^{-2}=111\ \text{м}.$$

Масса меди катушек главных полюсов

$$G_s=8{,}9L_sq_s\cdot10^3=8{,}9\cdot111\cdot234\cdot10^{-6}\cdot10^3=230\ \text{кг}.$$

Сопротивление катушек главных полюсов при 15° С

$$R_{s15} = \frac{L_s}{57 q_s} = \frac{111}{57 \cdot 234} = 0{,}0083 \text{ Ом},$$

а в относительных единицах при превышении температуры на 100° С над температурой входящего воздуха, равной 40° С:

$$R_s = (1 + 125 \cdot 0{,}004)\, R_{s15} \cdot \frac{I_н}{U_н} = 1{,}5 \cdot 0{,}0083 \frac{1000}{950} = 0{,}0131.$$

Катушки добавочных полюсов разрабатываемой машины имеют по 13 витков. Из условия размещения катушек приняты размеры провода 6,4×
×28 мм сечением 179 мм². Плотность тока получилась равной

$$j_w = \frac{I_н}{q_w} = \frac{1000}{179} = 5{,}58 \text{ А/мм}^2,$$

что соответствует допустимому значению.

Средняя длина витка катушки

$$L'_w = 2\left(l_{mw} + 0{,}3\tau\right) = 2(38{,}5 + 0{,}3 \cdot 34{,}5) = 98 \text{ см}.$$

Общая длина провода

$$L_w = 1{,}05 \cdot 2pL'_w w_w \cdot 10^{-2} = 1{,}05 \cdot 6 \cdot 98 \cdot 13 \cdot 10^{-2} = 80 \text{ м}.$$

Масса меди катушек добавочных полюсов

$$G_w = 8{,}9 L_w q_w \cdot 10^3 = 8{,}9 \cdot 80 \cdot 179 \cdot 10^{-6} \cdot 10^3 = 127 \text{ кг}.$$

Сопротивление катушек добавочных полюсов при 15° С

$$R_{w\,15} = \frac{L_w}{57 q_w} = \frac{80}{57 \cdot 179} = 0{,}00785 \text{ Ом},$$

а в относительных единицах при 100° С

$$R_w = (1 + 125 \cdot 0{,}004)\, R_{w\,15} \frac{I_н}{U_н} = 1{,}5 \cdot 0{,}00785 \frac{1000}{950} = 0{,}0124.$$

Масса сердечников полюсов (h_{mw} по чертежу равна 9,5 см)

$$G_{mv} = \gamma 2 p b_{mw} l_{mw} h_{mw} \cdot 10^3 = 7{,}8 \cdot 6 \cdot 0{,}045 \cdot 0{,}385 \cdot 0{,}095 \cdot 10^3 = 77 \text{ кг}.$$

И. Потери и к. п. д.

Расчет потерь проводится для номинального режима в предположении, что температура обмоток 130° С (ГОСТ 2582—72).

Потери в обмотке якоря

$$P_{Cu\,N} \approx (1 + 125 \cdot 0{,}004)\, I_н^2 R_{a\,15} = 1{,}5 \cdot 1000^2 \cdot 0{,}0122 = 18\,300 \text{ Вт}.$$

Потери в обмотке добавочных полюсов

$$P_{Cu\,w} = (1 + 125 \cdot 0{,}004)\, I_н^2 R_{w\,15} = 1{,}5 \cdot 1000^2 \cdot 0{,}00785 = 11\,780 \text{ Вт}.$$

Потери в обмотке возбуждения, учитывая степень возбуждения $\beta_н = 0{,}97$

$$P'_{Cu\,s} = (1 + 125 \cdot 0{,}004)\left(\beta_н I_н\right)^2 R_{s\,15} = 1{,}5 \cdot 970^2 \cdot 0{,}0083 = 11\,700 \text{ Вт}.$$

И с учетом потерь в шунтирующем сопротивлении

$$P_{Cu\,s} = (1 + 125 \cdot 0{,}004)\, I_н^2 \beta R_{s\,15} = 1{,}5 \cdot 1000^2 \cdot 0{,}97 \cdot 0{,}0083 = 12\,100 \text{ Вт}.$$

Потери на коллекторе:
переходные

$$P_{к.\,п} = \Delta u_{щ} I_{н} = 2 \cdot 1000 = 2000 \text{ Вт};$$

на трение щеток при $p' = 3{,}5 \cdot 10^4$ Па (§ 4-6, В) и коэффициенте трения $\rho = 0{,}21$

$$P_{к.\,т} = p' \rho s_{из} 2 p v_{к} = 3{,}5 \cdot 0{,}21 \cdot 24 \cdot 6 \cdot 25{,}6 = 2700 \text{ Вт}.$$

Магнитные потери в якоре вычисляются сначала без учета реакции якоря по формуле

$$P'_{Fe} = \sigma_{Fe} f^{1,6} \cdot 10^2 \left(B^2_{z\,1/3} V_z k_z + B^2_a V_a\right). \qquad (13\text{-}33)$$

Здесь σ_{Fe} — коэффициент для стали Э1А-0,5, равный 1,5, а для стали Э22-05 — 0,9; k_z — коэффициент, учитывающий неравномерность распределения индукции по высоте зубца (рис. 13-11); V_z и V_a — объем зубцов и сердечника якоря, м³.

В рассчитываемом двигателе применена сталь Э22-0,5; отношение

$$\frac{z_2}{z_1} = \frac{1{,}08}{1{,}38} = 0{,}79$$

и по рис. 13-11 $k_z = 1{,}2$. Таким образом,

$$P'_{Fe} = 0{,}9 \cdot 47^{1,6} \cdot 10^2 \left(2{,}14^2 \cdot 0{,}016 \cdot 1{,}2 + 1{,}26^2 \cdot 0{,}0517\right) = 7350 \text{ Вт}.$$

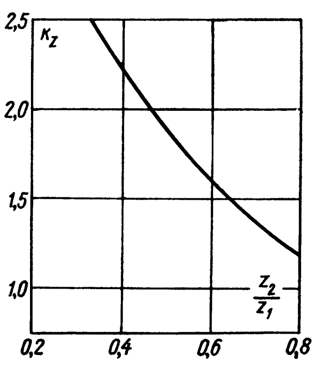


Рис. 13-11. Коэффициент трапецеидальности зубца

При работе под нагрузкой распределение индукции по полюсному делению под влиянием реакции якоря искажается, что повышает значение магнитных потерь. Кроме того, под влиянием поперечных пазовых полей и появления поверхностного эффекта при инверсии тока в коммутирующих секциях в них возникают так называемые коммутационные потери. Учет этих трех видов добавочных потерь трудно поддается математическому описанию и, согласно ГОСТ 2582—72. проводится по табл. 13-4.

Таблица 13-4

Коэффициенты добавочных потерь якоря

Ток, % от номинального	Добавочные потери, доли от магнитных потерь при холостом ходе	Ток, % от номинального	Добавочные потери, доли от магнитных потерь при холостом ходе
20	0,22	130	0,38
60	0,23	160	0,48
80	0,26	200	0,65
100	0,30		

Для номинальной мощности имеем $k_{Fe} = 0{,}3$, и, следовательно,

$$P_{Fe} = P'_{Fe}\left(1 + k_{Fe}\right) = 7350\,(1 + 0{,}3) = 9560 \text{ Вт}.$$

Потери на трение в подшипниках трения качения по эмпирической формуле, пригодной для тяговых двигателей,

$$P_{п} = 30 \sqrt[4]{1000 P_{н}} = 30 \sqrt[4]{1000 \cdot 900} = 920 \text{ Вт}.$$

Потери на трение о воздух по эмпирической формуле

$$P_{т} = 7 \cdot D_{a}^{4} \left(l_{a} + \sum l_{в}\right) n^{3} \cdot 10^{-6} = 7 \cdot 0,66^{4} (0,385 + 0,27)\, 940^{3} \cdot 10^{-6} =$$
$$= 7 \cdot 0,19 \cdot 0,65 \cdot 0,83 \cdot 10^{9} \cdot 10^{-6} = 720 \text{ Вт}.$$

Размеры якоря D_a и l_a, а также сумма длин вылетов лобовых соединений $\Sigma l_в$ в м, частота вращения n — в об/мин. Для двигателей со встроенным вентилятором подсчитываются также потери на вентиляцию.

Сумма потерь

$$\sum P = P_{Cu\,N} + P_{Cu\,w} + P_{Cu\,s} + P_{к.\,п} + P_{к.\,т} + P_{Fe} + P_{п} + P_{т} =$$
$$= 18\,300 + 11\,780 + 12\,100 + 2000 + 2700 + 9560 + 920 + 720 =$$
$$= 58\,080 \text{ Вт} \approx 58 \text{ кВт}.$$

К. п. д.

$$\eta = \frac{P_{н} \cdot 100}{P_{н} + \Sigma P} = \frac{900 \cdot 100}{900 + 58} = 94\%.$$

Ток двигателя при номинальной мощности

$$I_{н} = \frac{P_{н}}{U_{н} \eta} = \frac{900 \cdot 10^{3}}{950 \cdot 0,94} = 1010 \text{ А}.$$

Вследствие незначительности расхождения с током 1000 А, принятым в расчете, поправок в расчет не вносим.

Вычисленный к. п. д. не включает потерь в зубчатой передаче. Их учет при односторонней зубчатой передаче для подвесных двигателей проводят по табл. 13-5. При двусторонней передаче потери получаются выше, чем по данным табл. 13-5, на 20—25%.

Таблица 13-5

Потери в зубчатой передаче подвесно-осевых двигателей

Подведенная мощность, % от номинальной мощности тягового электродвигателя	Потери в зубчатой передаче и в моторно-осевых подшипниках, % от подведенной мощности	Подведенная мощность, % от номинальной мощности тягового электродвигателя	Потери в зубчатой передаче и в моторно-осевых подшипниках, % от подведенной мощности
200	3,5	60	2,7
150	3,0	50	3,2
125	2,7	40	4,4
100	2,5	30	6,7
75	2,5	25	8,5

К. Рабочие характеристики двигателя

Исходной для построения рабочих характеристик является кривая намагничивания *1* — магнитный поток в зависимости от тока возбуждения. Для ее построения вычисляется ток возбуждения для потока номинального режима $\Phi_н$ и для 9/8 $\Phi_н$. Затем на прямой намагничивающей силы зазора для потока, равного $\Phi_н/2$, находится третья точка кривой. Через полученные три точки проводится плавная кривая (рис. 13-12, кривая *1*). Данные расчета заносятся в таблицу расчета (табл. 13-6).

Длины участков магнитопровода измеряются по чертежу магнитной цепи (рис. 13-6). Расчетное сечение участка по сердечнику якоря уточняется по формуле

$$Q_a = 2h_a k_1 l_a,$$

где

$$h_a = \frac{1}{2}(D_a - D_i) - \left(h_z + \frac{1}{2} n_к d_к\right) = \frac{1}{2}(66 - 33) - \left(4{,}22 + \frac{1}{2} 2 \cdot 3{,}0\right) =$$

$$= 16{,}5 - 7{,}22 = 9{,}28 \text{ см}.$$

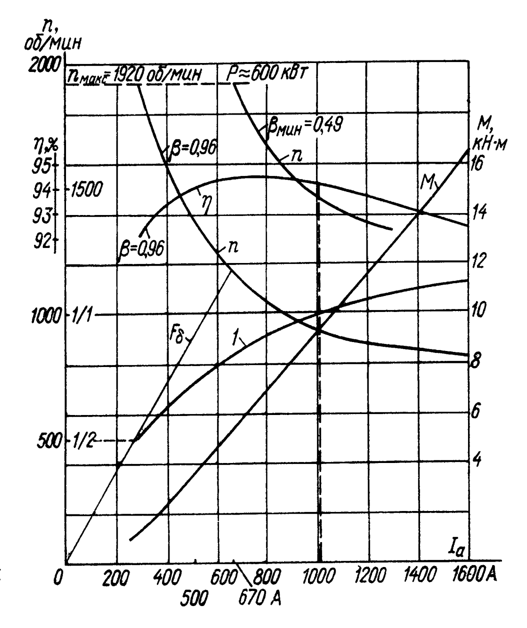


Рис. 13-12. Электромеханические характеристики двигателя

Таблица 13-6

Расчет кривой намагничивания

Участок	Магнитная цепь		Ф=0,0835 Вб=$Ф_н$; σ = 1,15			Ф = 0,094 Вб=9/8$Ф_н$; σ = 1,15		
	сечение, м²	длина, м	$B_{1/1}$, Т	H, А/м	F, А	$B_{9/8}$, Т	H, А/м	F, А
Зазор	0,0838	0,0092	0,997	—	7960	1,123	—	8950
Зубцы	0,0390	0,0422	2,140	50800	2140	2,410	138000	5830
Якорь	0,0672	0,1380	1,240	700	95	1,390	1900	260
Полюсы	0,0576	0,1040	1,670	7000	725	1,880	22000	2300
Станина	0,0684	0,2280	1,400	2000	450	1,575	3800	835
Итого: ΣF					11370			18175
Неплотности (0,05 $F_δ$)					400			450
Реакция якоря (0,14ΣF)					1350			2160
Сумма					13120			20785

Следовательно,

$$Q_a = 2\cdot 9{,}28\cdot 0{,}94\cdot 38{,}5 = 672 \text{ см}^2.$$

Ввиду того, что зубцы имеют достаточно резко выраженную трапецеидальность, расчет F_z производим по формуле

$$F_z = \frac{H_1 + 4H_{\text{ср}} + H_2}{6} h_z, \tag{13-34}$$

где H_1 — магнитная напряженность в зубцах по наружному диаметру якоря; H_2 — то же в основании зубцов; $H_{\text{ср}}$ — то же посередине высоты зубца.

Для проектируемого двигателя имеем

$$k_{z1} = \frac{t_1}{k_1 z_1} - 1 = \frac{2{,}38}{0{,}94\cdot 1{,}38} - 1 = 1{,}84 - 1 = 0{,}84;$$

$$k_{z2} = \frac{t_2}{k_1 z_2} - 1 = \frac{2{,}08}{0{,}94\cdot 1{,}08} - 1 = 2{,}05 - 1 = 1{,}05;$$

$$k_{z\,\text{ср}} = \frac{t_{\text{ср}}}{k_1 z_{\text{ср}}} - 1 = \frac{2{,}23}{0{,}94\cdot 1{,}23} - 1 = 1{,}93 - 1 = 0{,}93.$$

Расчет проводится для потока 0,0835 Вб и 9/8·0,0835=0,094 Вб, т. е. для индукции в зазоре $B_\delta = 0{,}997$ Т и 9/8 $B_\delta = 1{,}123$ Т.

Значения магнитных индукций в различных сечениях зубца определяются по формуле

$$B_{zi} = \frac{B_\delta t_1}{k_1 z_i}.$$

Напряженности определяются по кривым (рис. 13-8). Расчет сведен в табл. 13-7.

Таблица 13-7

Расчет напряженности в зубцах

Сечение	z_i, см	$B_\delta = 0{,}997$ Т		$B_\delta = 1{,}123$ Т	
		B_{zi}, Т	H_{zi}, А/м	B_{zi}, Т	H_{zi}, А/м
У вершины	1,38	1,835	$15\cdot 10^3$	2,065	$42\cdot 20^3$
Посередине	1,23	2,055	$40\cdot 10^3$	2,310	$130\cdot 10^3$
У основания	1,08	2,340	$130\cdot 10^3$	2,630	$265\cdot 10^3$

Расчетные значения напряженности приведены для Ф=0,0835 Вб, $B_\delta = 0{,}997$ Т.

$$H_{z\,1/1} = \frac{15 + 4\cdot 40 + 130}{6}\cdot 10^3 = 50{,}8\cdot 10^3 \text{ А/м}.$$

При Ф=0,094 Вδ, $B_\delta = 1{,}123$ Т имеем

$$H_{z\,9/8} = \frac{42 + 4\cdot 130 + 265}{6}\cdot 10^3 = 138\cdot 10^3 \text{ А/м}.$$

В табл. 13-6 для зубцов показана индукция $B_{z1/3}$, магнитная же напряженность указывается $H_{z1/1}$ и $H_{z9/8}$ соответственно.

Ток возбуждения при $\Phi = \Phi_н$ получается равным

$$I_{в.\,н} = \frac{1{,}02 F_{в\ 1/1}}{w_s} = \frac{1{,}02 \cdot 13\,120}{14} = 960\ А.$$

Таким образом, $\beta = 0{,}96$, а не 0,97, как принималось ранее.

При $\Phi = 9/8\ \Phi_н$

$$I_{в\ 9/8} = \frac{1{,}02 F_{в\ 9/8}}{w_s} = \frac{1{,}02 \cdot 20\,800}{14} = 1520\ А,$$

Скоростная характеристика. Из выражения для частоты вращения (8-16)

$$n = \frac{U - I \Sigma R}{K_n \Phi}.$$

Для рассматриваемого случая

$$K_n = \frac{p}{a} \cdot \frac{N}{60} = \frac{3}{3} \cdot \frac{696}{60} = 11{,}6.$$

Сопротивление якорной цепи при $\vartheta = 130°$ С и $\beta = 0{,}96$

$$\Sigma R = R_a + R_s + R_w + R_щ = (0{,}0122 + 0{,}96 \cdot 0{,}0083 + 0{,}00785)\ 1{,}46 + \frac{2}{1000} = 0{,}0408 + 0{,}002 = 0{,}0428\ Ом.$$

Последнее слагаемое представляет собой сопротивление щеточного контакта.

Расчет скоростной характеристики сведен в табл. 13-8.

Таблица 13-8

Расчет скоростной характеристики ($U = 950$В; $\beta = 0{,}96$)

I, А	$F_в = Iw_s\beta$, А	$F_{ря}$, А	F_ρ, А	$F_\mu = F_в - F_\rho$, А	$I\Sigma R$, В	$U - I\Sigma R$, В	Φ, Вб	n, об/мин
285	3820	2750	80	3740	12,2	938	0,04	1950
670	8990	6460	770	8210	28,5	922	0,06	1165
1000	13400	9660	1350	12050	42,8	907	0,08	940
1600	21400	15400	2150	19250	68,5	882	0,09	828

По техническому заданию, двигатель должен развивать при максимальной скорости электровоза $n_{макс} = 1920$ об/мин мощность $P_{n\ макс} = 600$ кВт. Ток двигателя при этом будет ($\eta = 0{,}95\%$)

$$I = \frac{600 \cdot 10^3}{950 \cdot 0{,}95} = 670\ А.$$

Реактивная э. д. с. при питании выпрямленным током ($k_I = 1{,}25$) в этом режиме будет

$$e'_{Rn\ макс} = 5{,}92 \frac{670}{1000} \cdot \frac{1920}{940} = 8{,}1\ В,$$

что позволяет ожидать искрение не свыше, чем по классам $1\frac{1}{4} - 1\frac{1}{2}$.

Определим соответствующую этому режиму степень возбуждения. Из (8-16) получаем

$$\Phi = \frac{U - I\Sigma R}{K_n n_{\text{макс}}} = \frac{950 - 670 \cdot 0,041}{11,6 \cdot 1920} = 0,0415 \text{ Вб},$$

что соответствует

$$\frac{\Phi}{\Phi_{\text{н}}} = \frac{0,0415}{0,0835} \approx 0,5$$

и току намагничивания 285 А (из кривой намагничивания рис. 13-12).

Реакция якоря при этом токе и степень насыщения зубцов получается

$$F_{\text{ря}} = 9660 \frac{670}{1000} = 6470 \text{ А};$$

$$F_{\rho} = F_{\text{ря}} k_{\text{р}} = 6470 \cdot 0,09 = 582 \text{ А}.$$

Компенсирующий ток возбуждения

$$I_{\text{в, ря}} = \frac{F_{\delta}}{w_s} = \frac{582}{14} = 42 \text{ А}.$$

Следовательно, соответствующий ток возбуждения и степень возбуждения

$$I_{\text{в}} = 285 + 42 = 327 \text{ А}; \qquad \beta_{\text{мин}} = \frac{327}{670} = 0,49.$$

Найдем теперь n для $\beta = 0,49$ при номинальном токе и при токе 1250 А. При номинальном токе в якорной цепи и $\beta_{\text{мин}}$ ток намагничивания получается равным

$$\frac{1}{w_s}(I_{\text{в } 0,49} w_s - F_{\rho}) = \frac{1}{14}(490 \cdot 14 - 9660 \cdot 0,1) = \frac{5884}{14} = 420 \text{ А}.$$

Соответствующие этому току намагничивания поток и частота вращения равны

$$\Phi_{0,49} = 0,64 \cdot 0,0835 = 0,0535 \text{ Вб};$$

$$n_{0,49} = \frac{950 - 1000 \cdot 0,041}{11,6 \cdot 0,0535} = 1465 \text{ об/мин}.$$

Определим частоту вращения при том же ослаблении поля и токе якорной цепи 1250 А.

$$F_{\text{в}} = w_s \beta_{\text{мин}} I_{\text{я}} = 14 \cdot 0,49 \cdot 1250 = 8570 \text{ А};$$

$$F_{\text{ря}} = 9660 \frac{1250}{1000} = 11\,950 \text{ А};$$

$$F_{\rho} = F_{\text{ря}} k_{\text{р}} = 11\,950 \cdot 0,13 = 1550 \text{ А}.$$

Намагничивающая сила

$$F_{\mu} = F_{\text{в}} - F_{\rho} = 8570 - 1550 = 7020 \text{ А}.$$

Поток при этом получается равным

$$\Phi_{1250} = 0,71 \cdot 0,0835 = 0,0592 \text{ Вб}.$$

Следовательно, частота вращения

$$n_{1250} = \frac{950 - 1250 \cdot 0,041}{11,6 \cdot 0,0592} = 1310 \text{ об/мин}.$$

Через полученные три точки проведена скоростная характеристика (рис. 13-12) с пометкой $\beta_{мин}$.

Кривая к. п. д. Расчет проводится для $U=950$ В и полного возбуждения $\beta=0{,}96$. Потери в стали якоря пересчитываются пропорционально $n^{1,6}$ и Φ^2 (табл. 13-9). Значение потока принимают по основной кривой, т. е. без учета влияния реакции якоря. Это существенно уменьшает расчетную работу, а значение потерь дает с некоторым запасом. Расчет проводится в относительных единицах; за исходные потери в стали принимаются $P'_{Fe}=$ $=7350$ Вт. Потери в подшипниках и на трение о воздух принимаются пропорциональными n . Потери от трения щеток принимаются пропорциональными n.

Таблица 13-9

Магнитные потери

I, А	$\dfrac{n}{n_н}$	$\left(\dfrac{n}{n_н}\right)^{1,6}$	$\left(\dfrac{\Phi}{\Phi_н}\right)^2$	$\left(\dfrac{n}{n_н}\right)^{1,6}\left(\dfrac{\Phi}{\Phi_н}\right)^2$	P'_{Fe}, Вт	$1+k_{Fe}$	P_{Fe}, Вт
285	2,07	3,17	0,25	0,79	5800	1,225	7100
670	1,24	1,41	0,67	0,95	6950	1,24	8600
1000	1,0	1,0	1,0	1,0	7350	1,3	9560
1600	0,88	0,82	1,21	0,99	7300	1,48	10800

Сопротивление якорной цепи принимаем при $\vartheta=110°$, т. е. $\Sigma R=$ $=0{,}0406$ Ом.

Расчет к. п. д. сведен в табл. 13-10.

Таблица 13-10

Данные расчета к. п. д.

I, А	$\left(\dfrac{n}{n_н}\right)^{3/2}$	$P_{мех}$, Вт	$P_{к.т}$, Вт	$I^2\Sigma R$, Вт	ΣP, Вт	η, %
285	2,98	4900	5600	3570	21170	92,3
670	1,38	2260	3350	19800	34010	94,5
1000	1,0	1640	2700	44180	58080	94,0
1600	0,83	1360	2380	113000	127540	92,4

Кривая вращающего момента. Определяем несколько точек кривой вращающего момента на валу двигателя по формуле

$$M_i = 9550\,\frac{UI_i\eta_i}{n_i}. \qquad (13\text{-}36)$$

Численные значения I_i, n_i и η_i принимаем по табл. 13-8 и 13-10 и по полученным четырем точкам наносим на рис. 13-12 кривую момента.

Определим ток, при котором начальное значение пускового момента получается, как это оговорено в техническом задании, при коэффициенте сцепления $\psi=0{,}45$. Предположим, что коэффициент использования сцепного веса локомотива можно принять равным 0,98. Тогда при $m_0=23$ т на одну ось получаем значение требуемого момента на валу двигателя

$$M_{нач} = 0{,}45\,\frac{23\,000\cdot 0{,}98\cdot 1{,}25}{2\cdot 4{,}09}\,9{,}81 = 15\,100 \text{ Н}\cdot\text{м}.$$

Такой момент получается при токе около 1520 А.

Расчет реактивной э. д. с. показывает, что даже при номинальном напряжении на зажимах двигателя в режиме пуска ее величина получается не более 8 В, и, следовательно, работа при этом токе будет происходить с искрением не выше чем по классу $1^1/_4$.

Л. Коммутационная стойкость

Невозможность перехода в круговой огонь (§ 7-3) электрической дуги, возникающей между соседними коллекторными пластинами вследствие выгорания угольного мостика (осколок щетки), образовавшегося между ними, оценивается $u_{к.макс}$. Невозможность возникновения кругового огня в результате сильного искрения под щетками оценивается градиентом электрического потенциала по поверхности коллектора $g_к$ между сбегающим краем щетки и близкими к нему коллекторными пластинами.

На коллекторе рассчитываемого двигателя при номинальном напряжении на зажимах и работе с максимальной частотой вращения ($n=1920$ об/мин) под наибольшим током ($I=670$ А, $\beta_{мин}=0,49$) коэффициент магнитной устойчивости по рис. 7-9 равен

$$k_у=\frac{4ap}{\alpha K}w_s\beta_{мин}=\frac{4\cdot 3\cdot 3}{0,63\cdot 348}\cdot 14\cdot 0,49=1,13.$$

Тогда наибольшее напряжение между коллекторными пластинами по (7-15) получается равным

$$u_{макс}=\frac{2pU\xi}{\alpha K}=\frac{6\cdot 950\cdot 1,6}{0,63\cdot 348}=41,5 \text{ В}.$$

При $\delta_{кр}/\delta_0=3,0$ коэффициент искажения поля $\xi=1,6$ (рис. 7-9). При $\delta_{кр}/\delta_0=2,5$ коэффициент $\xi=1,54$, благодаря чему

$$u_{макс}=\frac{6\cdot 950\cdot 1,54}{0,63\cdot 348}=40 \text{ В},$$

что вполне допустимо (§ 7-3), в особенности для двигателя выпрямленного тока.

Определим теперь градиент электрического потенциала $g_к$ как для зазора с отношением $\delta_{кр}/\delta_0=3$, так и для отношения 2,5.

При том и другом отношении будет сохранен без изменения эффективный зазор $\delta=0,92$ см, так что в обоих случаях коэффициент устойчивости будет одинаковым.

По [4] фактор коммутационной стойкости определяется градиентом электрического потенциала $g_к$, причем

$$g_к=\frac{\text{потенциал на коллекторе „под краем полюса“}}{\text{расстояние по коллектору от края щетки „до края полюса“}}.$$

Сначала определим напряжение между коллекторными пластинами «под краем полюса» по формуле

$$u_{кр}=1,15\frac{pU}{\alpha K}\left(1+\frac{1}{k_y}\right)\frac{\delta}{\delta_{кр}}=1,15\frac{3\cdot 950}{0,63\cdot 348}\left(1+\frac{1}{1,13}\right)\frac{9,2}{16,5}=15,7 \text{ В},$$

а при зазоре $\delta_0=0,6$ см и отношении $\delta_{кр}/\delta_0=2,5$ получаем $\delta_{кр}=1,5$ см, а $\delta=0,9$ см.

Тогда

$$u_{кр}=15,7\frac{16,5}{9,2}\cdot\frac{9}{15}=16,9 \text{ В}.$$

Число коллекторных платин $K_п$ от края коммутационной зоны $b_{км}$ до «края полюса» равно

$$K_п = 0{,}5\left[(1-\alpha)\frac{K}{2p} - \left(u - \frac{a}{p} + \gamma + \varepsilon\right)\right] =$$

$$= 0{,}5\left[(1-0{,}63)\frac{348}{6} - (4 - 1 + 4{,}26 + 2)\right] = 6{,}1.$$

Градиент потенциала при отношении $\delta_{кр}/\delta_0 = 3$

$$g_к = u_{кр}\frac{K_п + 1}{t_1\left(2K_п + u - \frac{a}{p} + \varepsilon\right)} = 15{,}7\frac{6{,}1+1}{0{,}47\,(2\cdot 6{,}1 + 4 - 1 + 2)} =$$

$$= 13{,}75 \text{ В/см},$$

а при отношении $\delta_{кр}/\delta_0 = 2{,}5$ получаем

$$g_к = 13{,}75\frac{16{,}9}{15{,}7} = 14{,}8 \text{ В/см}.$$

Показатели потенциальных условий на коллекторе получились лучшими при зазоре $\delta_0 = 0{,}6$ см и $\delta_{кр} = 1{,}5$ см; на этих размерах и останавливаемся.

Эффективный зазор δ получился при этом 0,9 вместо 0,92 см, но это расхождение очень мало влияет на численный результат расчетов.

При наличии компенсационной обмотки и скошенных пазов якоря имеем

$$u_{к.\,макс} = \frac{2pU}{\alpha K} = \frac{6\cdot 950}{0{,}66\cdot 348} = 24{,}8 \text{ В}.$$

При нескошенных пазах якоря или же если сокращение шага обмотки не достигает половины пазового деления компенсационной обмотки, значение $u_{к.макс}$ повышается на 10—15%. И все же стойкость машины в отношении круговых огней при применении компенсационной обмотки существенно повышается.

М. Масса двигателя

Масса меди, кг:

Обмотка якоря	127
Уравнительные соединения	5
Обмотка дополнительных полюсов	127
Обмотка главных полюсов	230
Коллектор	95
Всего	584

Масса стали, кг:

Зубцы якоря	125
Сердечник якоря	402
Главные полюсы	280
Добавочные полюсы	77
Станина (магнитопроводов)	800
Всего	1684

Масса якоря (активные материалы G'_a), кг

Медь	$127+5+95=227$
Сталь Э22-0,5	527
Всего . . .	754

Общая масса якоря

$$G_a = (1{,}65 \div 1{,}75)\, G'_a;$$

(меньший коэффициент — для мощных машин).

В нашем случае

$$G_a = 754 \cdot 1{,}65 = 1240 \text{ кг};$$

принято 1250 кг.

Масса станины и подшипников, кг:

Медь	$230+127=357$
Магнитопровод	800
Полюсы	$280+77=357$
	$G'_j = 1514$

Общая масса станины в сборе с якорными и моторно-осевыми подшипниками

$$G_j = (1{,}65 \div 1{,}7)\, G'_j;$$

(меньший коэффициент — для мощных машин).

В нашем случае

$$G_j = 1{,}65 \cdot 1514 = 2500 \text{ кг}.$$

Общая масса двигателя

$$G_0 = G_a + G_j = 1250 + 2500 = 3750 \text{ кг}.$$

Относительный расход материала

$$g_0 = \frac{G_0}{P_н} = \frac{3750}{900} = 4{,}17 \text{ кг/кВт}.$$

Производная масса двигателя:

$$\varepsilon = \frac{G_0}{M_н^{3/4}} = \frac{3750}{9150^{3/4}} = \frac{3750}{935} = 4{,}0 \text{кг/(Н·м)}.$$

Коэффициент

$$\xi = \frac{P_н n_{макс}}{G_0 n_н} = \frac{900 \cdot 1920}{3750 \cdot 940} = 0{,}49.$$

Н. Расчеты на прочность

Расчет вала для определения его размеров производится по формулам § 3-1. Диаметр вала по (3-2)

$$d_в = (16 \div 20) \sqrt[3]{\frac{1{,}25 P_н}{2 n_н}} = (16 \div 20) \sqrt[3]{\frac{1{,}25 \cdot 900}{2 \cdot 940}} = 13{,}4 \div 16{,}8 \text{ см}.$$

Примем диаметр вала под втулкой $d_в = 15{,}5$ см.

Расчетный диаметр конического конца вала определяем для подвесно-осевого исполнения двигателя по напряжениям кручения $\tau = 100 \cdot 10^5$ Па. Имеем по формуле (3-3)

$$d_к = 100 \sqrt[3]{\frac{5M_н}{2\tau}} = 100 \sqrt[3]{\frac{5 \cdot 9150}{2 \cdot 100 \cdot 10^5}} = 13{,}2 \text{ см.}$$

Выбор материала вала производится после расчета комбинированных напряжений на кручение и изгиб (§ 3-3).

Диаметр шейки вала под подшипник по (3-7) получаем

$$d_A = d_B = (1{,}1 \div 1{,}2)\, d_к = (1{,}1 \div 1{,}2) \cdot 13{,}2 = 14{,}5 \div 15{,}8 \text{ см.}$$

Расчет подшипников. Выбран подшипник средней серии, имеющий посадочный диаметр 150 мм и коэффициент работоспособности C (по рис. 3-17), равный $890 \cdot 10^4$. Имеем $P_\infty = 820$ кВт; $n_\infty = 980$ об/мин; $M_\infty = 8000$ Н·м; $\mu = 86/21 = 4{,}09$; $m_s = 11$ мм; $d_z = 1{,}01 \cdot 21 \cdot 1{,}1 = 23{,}3$ см. Сила тяжести якоря $G = 12250$ Н; сила магнитного притяжения $F = 2500$ Н. Тогда по (3-32) касательное усилие по делительной окружности шестерни будет

$$F_z = \frac{1{,}53}{k} \cdot \frac{P_\infty}{n_\infty d_z} \cdot 10^4 = \frac{1{,}53}{2} \cdot \frac{820 \cdot 10^4}{980 \cdot 0{,}233} = 27\,500 \text{ Н.}$$

Сила, действующая на подшипники A и B, по (3-37) будет:
для следования в одном направлении

$$Q_1 = F_A = F_B = F_z + \frac{1}{2}(m_g G + F\delta) = 27\,500 + \frac{1}{2}(3 \cdot 12\,250 + 2500) = 47\,100 \text{ Н.}$$

для следования в обратном направлении

$$Q_2 = F_A = F_B = -F_Z + \frac{1}{2}(m_в G + F\delta) = -27\,500 + \frac{1}{2}(3 \cdot 12\,250 + 2500) = -7900 \ll 47\,100 \text{ Н.}$$

Это позволяет величину Q_2 не учитывать и эквивалентную нагрузку $Q_э$ вычислить по формуле

$$Q'_э = 0{,}8 Q_1 = 0{,}8 \cdot 47\,100 = 37\,700 \text{ Н.}$$

Расчетная же нагрузка на подшипник по (3-38) при жесткой двусторонней косозубой передаче ($k_т = 1{,}05$ и $k_\delta = 1{,}5$) получается равной

$$Q_э = Q_A = Q_B = Q'_э k_т k_\delta = 37\,700 \cdot 1{,}05 \cdot 1{,}5 = 59\,300 \text{ Н.}$$

Расчетная длительность работы при эквивалентной частоте вращения (3-39)

$$n_э = 0{,}65 n_{макс} = 0{,}65 \cdot 1920 = 1250 \text{ об/мин}$$

будет (3-29)

$$h = \frac{1}{n_э}\left(\frac{C}{Q_э}\right)^{3,33} = \frac{1}{1250}\left(\frac{890 \cdot 10^4}{59\,300}\right)^{3,33} = 13\,300 \text{ ч;}$$

при эластичной двусторонней косозубой передаче ($k_т = 1{,}05$ и $k_\delta = 1{,}2$)

$$Q_э = 37\,700 \cdot 1{,}05 \cdot 1{,}2 = 47\,400 \text{ Н.}$$

И тогда расчетная длительность работы

$$n = \frac{1}{1250}\left(\frac{890 \cdot 10^4}{47\,400}\right)^{3,33} = \frac{35{,}5 \cdot 10^6}{1250} = 28\,300 \text{ ч.}$$

Пробег электровоза:

1. При жесткой передаче: $S = 0{,}65 \cdot 110 \cdot 13\,300 = 905\,000$ км.

2. При эластичной передаче: $S = 0{,}65 \cdot 110 \cdot 28\,300 = 2\,020\,000$ км.

Расчет крепления обмотки якоря. Проводим проверку прочности пазового клина по формуле (2-11); материал — текстолит. Получим

$$h = \frac{n_{исп}}{550\,000}\sqrt{N_z q_N b_n D_a} = \frac{2400}{550\,000}\sqrt{8 \cdot 23{,}9 \cdot 1{,}0 \cdot 66} = 0{,}486 \text{ см}.$$

При расчете был принят клин толщиной 0,5 см.

Лобовые части обмотки якоря удерживаются в проектируемом двигателе проволочными бандажами. Так как двигатель является высокооборотным с частотой перемагничивания в номинальном режиме $f=47$ Гц, то выбираем бандажную проволоку немагнитной стали диаметром $d=2$ мм. Определяем число витков n на одну сторону.

Масса меди лобовых соединений одной стороны

$$G_{NS} = \frac{1}{2} \cdot \frac{l_s}{L'_N} G_N = \frac{1}{2} \cdot \frac{47{,}25}{86} \cdot 127 = 34{,}8 \text{ кг}.$$

Угловая скорость в режиме испытания

$$\omega_{исп} = \frac{2\pi}{60} n_{исп} = \frac{2\pi}{60} 2400 = 251 \text{ рад/с}.$$

Центробежная сила лобовых соединений F_ω при испытательной частоте вращения $n_{исп}$ (2-5)

$$F_\omega = G_{NS}\omega^2_{исп}\frac{1}{2}\left(D_a - h_z\right) = 34{,}8 \cdot 251^2 \cdot \frac{1}{2}(66 - 4{,}22) \cdot 10^{-2} =$$

$$= 738 \cdot 10^3 \text{ Н}.$$

Растягивающее усилие в одностороннем сечении бандажа (2-6)

$$F_б = \frac{1}{2\pi} F_\omega = \frac{1}{2\pi} \cdot 738 \cdot 10^3 = 117{,}5 \cdot 10^3 \text{ Н}.$$

При $n_{исп}$ окружная скорость якоря $v_{a.исп}=83$ м/с, и в проволоке возникают напряжения растяжения от ее собственной массы (2-7)

$$\sigma_0 = \gamma v^2_{a\,исп} = 7{,}8 \cdot 83^2 \cdot 10^3 = 5{,}36 \cdot 10^7 \text{ Па}.$$

Согласно табл. 2-2, допустимые напряжения в выбранной проволоке $\sigma = 48 \cdot 10^7$ Па. Тогда число витков n по (2-8) получается равным

$$n_б = \frac{1{,}27}{d^2_б\left(\sigma - \sigma_0\right)} F_б = \frac{1{,}27}{2^2 \cdot 10^{-6}(48 - 5{,}4)\,10^7} \cdot 117{,}5 \cdot 10^3 = 88.$$

Принимаем на одну сторону по три трехслойных бандажа по 30 витков в каждом бандаже. Число витков в слое: 11+10+9.

$$l_б = (11 + 1)\,d = 24 \text{ мм} = 2{,}4 \text{ см}.$$

Ширина $l_б$ каждого из бандажей получается равной

$$l_б = (11+1)d = 24 \text{ мм} = 2{,}4 \text{ см}.$$

О. Вентиляционный расчет

Сечение путей воздуха в двигателе подсчитывают, руководствуясь масштабным эскизом (рис. 13-13) продольного разреза двигателя, и заносят

Таблица 13-11

Аэродинамическое сопротивление воздухопровода двигателя

Участок	Сечение q_i, м²	Характеристика сопротивления	Коэффициент аэродинамического сопротивления ζ_i, $\times 10^{-2}$/Па·с²/м²	q_i^2, $\times 10^{-4}$ м⁴	$\frac{\zeta_i}{q_i^2}$
1. Общее выходное отверстие	0,135	Потеря динамического напора	62	182	34
Между катушками					
2. Вход в междукатушечное пространство	0,04	Вход в отверстие с прямоугольными краями	31	16	194
3. Вход в кольцевое пространство задней камеры	0,04	Потеря динамического напора .	62	16	388
Внутри якоря					$Z_1 = 582$
4. Вход под коллекторную втулку .	0,025	Вход в отверстие с острыми краями	31	6,25	495
5. Поворот на 135°	0,022	Угол поворота $\beta = 135°$	32	4,8	665
6. Вход в якорные каналы	0,031	Вход в отверстие с острыми краями	31	9,6	323
7. Якорные каналы	0,031	Потери на трение по формуле (11-8) $6,25\,\frac{38,5}{3}\cdot 10^{-2}$	80	9,6	833
8. Расширение в якорных каналах	$\frac{0,031}{0,08} = 0,39$	Потери динамического напора	23	9,6	240
9. Выход в кольцевое пространство задней камеры	0,08	Потеря » »	62	64	97
					$Z_2 = 2653$
10. Общее воздухоотводящее отверстие и выход в атмосферу . . .	0,135	Вход в отверстие с острыми краями и потеря динамического напора	30—62	182	50,5

в табл. 13-11. В ней же даются пояснения о характере сечения. Общее сопротивление воздухопровода (рис. 13-13) Z по (11-11) и (11-18) получаем

$$Z = Z_{вх} + \frac{Z_1 Z_2}{\left(\sqrt{Z_1} + \sqrt{Z_2}\right)^2} + Z_{вых} = 34 + \frac{582 \cdot 2653}{\left(\sqrt{582} + \sqrt{2653}\right)^2} +$$

$$+ 50,5 = 34 + \frac{15,2 \cdot 10^5}{(24,1 + 51,5)^2} + 50,5 = 34 + 267 + 50,5 = 351 \text{ Н} \cdot \text{с/м}^3,$$

При расходе воздуха 120 м³/мин (2 м³/с) через двигатель получаем требуемый статический напор перед входом в коллекторную камеру

$$H = ZQ^2 = 351 \cdot 2^2 = 1404 \text{ Па}.$$

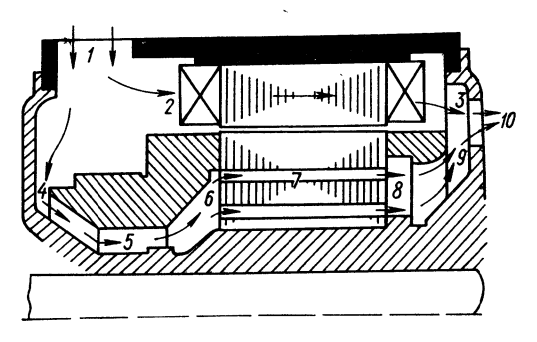


Рис. 13-13. Схема вентиляционной цепи двигателя

Отношение расхода воздуха между катушками Q_1 к расходу по внутриякорной струе Q_2 по (11-14):

$$\frac{Q_2}{Q_1} = \sqrt{\frac{Z_2}{Z_1}} = \sqrt{\frac{2653}{582}} = \sqrt{4,55} = 2,13.$$

Таким образом,

$$Q_1 = \frac{2,13}{2,13 + 1} Q = 0,68Q; \quad Q_2 = 0,32\,Q.$$

Итак, расход воздуха через якорь равен 0,64 м³/с.

Вследствие малых сечений каналов внутри коллекторной втулки и больших расстояний между катушками полюсов получается заниженный расход воздуха внутриякорной струи. Обычно $Q_2 = (0,33 \div 0,38)\,Q$.

Можно отметить, что диаметр станины выбран завышенным, даже для выполнения с компенсационной обмоткой.

П. *Расчет перегрева обмотки якоря*

Проводим расчеты для двух режимов: для длительного ($P_\infty = 820$ кВт, $U = 950$ В, $I_\infty = 915$ А, $n_\infty = 980$ об/мин) и номинального (часового) режимов.

1. Определение перегрева в длительном режиме. Тепловая схема якоря (рис. 13-14) содержит два эквивалентных источника тепла: потери в стали P_{Fe} и потери в меди P_{Cu}.

При расчете потерь в стали половину добавочных потерь, оцениваемых коэффициентом k_{Fe} (табл. 3-4), относят к стали и половину — к меди. В на-

шем случае по табл. 13-9 при токе 915 А $P'_{\text{Fe}}=7300$ Вт, а коэффициент $k_{\text{Fe}}=0{,}29$. Тогда расчетные потери

$$P_{\text{Fe}}=P'_{\text{Fe}}\left(1+\frac{1}{2}\,0{,}29\right)=7300\cdot 1{,}145=8350 \text{ Вт};$$

$$P_{\text{Cu}}=I^2_{\infty}R_{a\,15}\,[1+0{,}004\,(140-15)]+0{,}145P'_{\text{Fe}}=$$
$$=915^2\cdot 0{,}0122\cdot 1{,}5+0{,}145\cdot 7300=15\,300+1060=16\,360 \text{ Вт}.$$

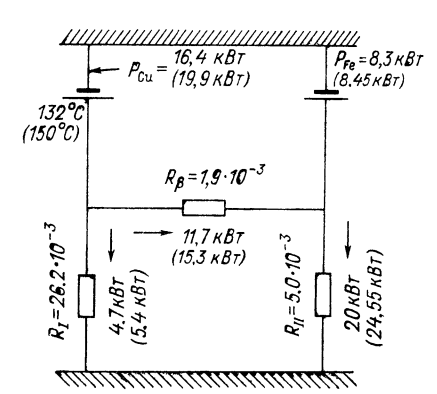


Рис. 13-14. Тепловая схема якоря

Тепловые сопротивления схемы рассчитываются с учетом тех скоростей омывания теплоотдающих поверхностей якоря, которые получаются при расходе воздуха $Q=2$ м³/с (табл. 13-12) и коэффициенте его подогрева $a=0{,}3$.

Таблица 13-12

Скорость омывания теплоотдающих поверхностей двигателей при $Q=2$ м³/с

Область омывания	Формулы для определения скорости воздуха	Скорость воздуха, м/с
Поверхность катушек	$v_m=\frac{0{,}68Q}{0{,}04}$	34
Наружная поверхность якоря	$v_{a\text{в}}=\sqrt{v^2_{a\infty}+v^2_m}$;	48
	$v_{a\infty}=\frac{\pi\,0{,}66\cdot 980}{60}$	33,9
Каналы коллекторной втулки	$v_{\text{к.в}}=\frac{0{,}32Q}{0{,}022}$	29
» в обмоткодержателе	$v_{\text{о.к}}=\frac{0{,}32Q}{0{,}066}$	10
Вентиляционные каналы якоря	$v_{a\text{к}}=\frac{0{,}64}{0{,}031}$	20

Тогда: 1) тепловое сопротивление пазовой изоляции (11-60), принимая при классе изоляции H ее теплопроводность $\lambda = 0{,}26$ Вт/(м · К)

$$R_\beta = \frac{\beta}{S_\beta \lambda} = \frac{0{,}155 \cdot 10^{-2}}{3{,}17 \cdot 0{,}26} = 1{,}9 \cdot 10^{-3} \ \frac{K}{\text{Вт}};$$

а) $S_\beta = Z\,(2h_z + b_п)\,l_a = 87\,(2 \cdot 4{,}22 + 1{,}0)\,38{,}5 = 31\,700 \text{ см}^2 = 3{,}17 \text{ м}^2$;

б) $\beta = \frac{1}{2}(b_п - b_N) = \frac{1}{2}(1{,}0 - 0{,}69) = 0{,}155$ см.

2. Тепловое сопротивление наружной поверхности лобовых соединений:

$$R_1 = \frac{\beta_1}{S_1\lambda_1} + \frac{1}{S_1\alpha_1\left(1 + \sqrt{v_{ab}}\right)(1 - 0{,}5a)} = \frac{0{,}155 \cdot 10^{-2}}{0{,}44 \cdot 0{,}25} +$$

$$+ \frac{1}{0{,}44 \cdot 12{,}2\left(1 + \sqrt{48}\right)(1 - 0{,}5 \cdot 0{,}3)} = 14 \cdot 10^{-3} + 28 \cdot 10^{-3} = 42 \cdot 10^{-3} \ \frac{K}{\text{Вт}}.$$

а) толщина изоляции $\beta_1 = 0{,}155$ см;

б) теплоотдающая поверхность

$$S_1 = \pi D_a\left(2l_B - \frac{1}{3}n_б l_б\right) = \pi \cdot 66\left(2 \cdot 13 - \frac{1}{3} \cdot 6 \cdot 2{,}4\right) = 4400 \text{ см}^2 = 0{,}44 \text{ м}^2;$$

в) коэффициент теплоотдачи (при $v_a = 0$) $\alpha = 12{,}2$ Вт/(м^2·К).

3. Тепловое сопротивление изоляции обмоткодержателей:

$$R_2 = \frac{\beta_2}{S_2\lambda_2} + \frac{1}{S_2\alpha_2\left(1 + \sqrt{v_{о.\,к}}\right)(1 - 0{,}5a)} = \frac{0{,}39 \cdot 10^{-2}}{0{,}47 \cdot 0{,}25} +$$

$$+ \frac{1}{0{,}47 \cdot 16{,}7\left(1 + \sqrt{10}\right)(1 - 0{,}15)} = 33{,}2 \cdot 10^{-3} + 36 \cdot 10^{-3} = 69{,}2 \cdot 10^{-3} \ \frac{K}{\text{Вт}};$$

а) толщина изоляции принимается в 2,5 раза больше пазовой, т. е. $\beta_2 = 2{,}5 \cdot 0{,}155 = 0{,}39$ см;

б) поверхность соприкосновения лобовых частей обмотки с обмоткодержателями (на обе стороны лобовых частей):

$$S_2 = \pi\,(D_a - 2h_z)\,2l_B = \pi\,(66 - 8{,}4)\,2 \cdot 13 = 4700 \text{ см}^2 = 0{,}47 \text{ м}^2;$$

в) скорость воздуха в каналах обмоткодержателей $v_{ок} = 10$ м/с;

г) коэффициент теплоотдачи с поверхности обмоткодержателей (при $v = 0$) $\alpha_2 = 16{,}7$ Вт/(м^2·К);

4. Тепловое сопротивление наружной поверхности якоря:

$$R_3 = \frac{1}{S_3\alpha\left(1 + 0{,}8\sqrt{v_{ab}}\,(1 - 0{,}5a)\right)} = \frac{1}{0{,}8 \cdot 16{,}7\left(1 + 0{,}8\sqrt{48}\right)(1 - 0{,}15)} =$$

$$= 13{,}4 \cdot 10^{-3} \text{ К/Вт};$$

а) $S_3 = \pi D_a l_a = \pi \cdot 66 \cdot 38{,}5 = 8000 \text{ см}^2 = 0{,}8 \text{ м}^2$;

б) $\alpha = 16{,}7$ Вт/(м^2·К).

5. Тепловое сопротивление поверхности вентиляционных каналов:

$$R_4 = \frac{1}{S_4\alpha\left(1+\sqrt{v_{\text{ак}}}\right)(1-0{,}5a)} = \frac{1}{1{,}6\cdot 16{,}7\left(1+\sqrt{20}\right)0{,}85} =$$

$$= 7{,}9\cdot 10^{-3} \text{ К/Вт};$$

$$\text{а) } S_4 = \pi d_{\text{к}} n_{\text{к}} l_a = \pi\cdot 3\cdot 44\cdot 38{,}5 = 16\,000 \text{ см}^2 = 1{,}6 \text{ м}^2;$$

$$\text{б) } \alpha = 16{,}7 \text{ Вт/(м}^2\cdot\text{К)}.$$

6. Тепловое сопротивление параллельно включенных R_1 и R_2:

$$R_{\text{I}} = \frac{42\cdot 10^{-3}\cdot 69{,}2\cdot 10^{-3}}{(42+69{,}2)\cdot 10^{-3}} = 26{,}2\cdot 10^{-3} \text{ К/Вт}.$$

7. Тепловое сопротивление параллельно включенных R_3 и R_4

$$R_{\text{II}} = \frac{13{,}4\cdot 10^{-3}\cdot 7{,}9\cdot 10^{-3}}{(13{,}4+7{,}9)\cdot 10^{-3}} = 5{,}0\cdot 10^{-3} \text{ К/Вт}.$$

Решая тепловую схему (рис. 13-14), находим перегрев меди обмотки якоря θ_{Cu} равным 122° С, что свидетельствует о неполном использовании меди якоря и возможности некоторого увеличения плотности тока в его обмотке или уменьшении расхода воздуха. Кроме того, определяются тепловые потоки через сопротивление изоляции (указаны на рис. 13-14 без скобок).

Теперь найдем перегрев обмотки якоря в часовом режиме. Вычисляем по (11-76) обобщенную постоянную времени якоря T_a

$$T_a = \frac{c_{\text{Cu}}G_N + c_i G_i + 1{,}1 c_{\text{Fe}} G_{\text{Fe}}}{3600} R_{\text{Cu}} =$$

$$= \frac{390\cdot 127 + 1250\cdot 20{,}1 + 1{,}1\cdot 480\cdot 527}{3600}\cdot 4{,}20\cdot 10^{-3} = 0{,}412 \text{ ч};$$

а) тепловое сопротивление с якоря на воздух:

$$R_{\text{Cu}} = \frac{R_{\text{I}} R_{\text{II}}}{R_{\text{I}} + R_{\text{II}}} = \frac{26{,}2\cdot 5{,}0\cdot 10^{-6}}{(26{,}2+5{,}0)\,10^{-3}} = 4{,}20\cdot 10^{-3} \text{ К/Вт};$$

б) значения теплоемкости принимаются по табл. 11-4;

в) масса изоляции обмотки, полагая, что лобовые соединения обмотки имеют изоляцию вдвое тоньше, чем по прямолинейной части стержня обмотки якоря, была вычислена по формуле

$$G_i = \gamma_i\,[b_{\text{п}}(h_z - h_{\text{км}}) - q_N N_z)]\left(\frac{l_a + L_N'}{2} + A_s\right) Z.$$

Плотность изоляции классов В, F и Н $\gamma_i = 2$ кг/дм³. Тогда

$$G_i = 2\,(0{,}1\cdot 0{,}372 - 0{,}00239\cdot 8)\left(\frac{3{,}85+8{,}6}{2} + 0{,}2\right)\cdot 87 = 20{,}1 \text{ кг}.$$

Примем и для часового режима ту же тепловую схему, которая на рис. 13-14 представлена для длительного режима.

Предположим, что при токе 1000 А в длительном режиме обмотка якоря будет иметь перегрев 150° С. Тогда

$$P'_{\mathrm{Cu}\,N} = I_{\text{н}}^2 R_{a\,15}[1 + 0{,}004\,(150 - 15)] = 1000^2 \cdot 0{,}0122 \cdot 1{,}54 = 18\,800\ \text{Вт}.$$

Потери в стали якоря (с учетом добавочных)

$$P_{\mathrm{Fe}} = P'_{\mathrm{Fe}}\left(1 + \frac{1}{2} \cdot 0{,}3\right) = 7350 \cdot 1{,}15 = 8450\ \text{Вт}.$$

Расчетные потери в меди с учетом добавочных

$$P_{\mathrm{Cu}\,N} = P'_{\mathrm{Cu}\,N} + 0{,}15 \cdot 7350 = 18\,800 + 1100 = 19\,900\ \text{Вт}.$$

Решая тепловую схему рис. 13-14 при полученных значениях потерь (обозначены в скобках), находим нагрев меди, равный 147° С, и тепловые потоки (указаны тоже в скобках).

Определяем перегрев в часовом режиме по формуле (11-48)

$$Q_{\text{ч}} = 147\left(1 - e^{-\frac{1}{0{,}407}}\right) = 147 \cdot 0{,}92 = 135^\circ\ \text{С}.$$

И в часовом режиме перегрев обмотки якоря получился ниже допустимого по нормам МЭК.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Алексеев А. Е.** Конструкция электрических машин. М.—Л., Госэнергоиздат, 1958. 427 с. с ил.

2. **Алексеев А. Е.** Тяговые электродвигатели. М., Трансжелдориздат, 1951. 484 с. с ил.

3. **Алексеев А. Е.** Тяговые электрические машины и преобразователи. Л., «Энергия», 1967. 432 с. с ил.

4. **Алексеев А. Е., Кожевников В. А.** Фактор коммутационной стойкости тяговых двигателей постоянного тока.— «Вестник электропромышленности», 1963, № 4, с. 44—47 с ил.

5. **Богаенко И. Н.** Определение тепловых проводимостей частей электрических машин постоянного тока.— «Электричество», 1969, № 7, с. 74—76 с ил.

6. **Булгаков А. А.** Частотное управление асинхронными двигателями. М., «Наука», 1966. 297 с. с ил.

7. **Быстрицкий X. Я., Дубровский З. М., Ребрик Б. Н.** Устройство и работа электровозов переменного тока. М., «Транспорт», 1973. 463 с. с ил.

8. **Васильев В. А., Лемберг А. Я.** Некоторые вопросы проектирования генераторов тепловозов.— «Электротехника», 1963, № 11, с. 35—39.

9. **Гаккель Е. Я.** Электрические машины и электрооборудование тепловозов. М., «Транспорт», 1974. 295 с. с ил.

10. **Дубов В. В.** Тепловой расчет якоря тягового двигателя в длительном режиме.— «Вестник электропромышленности», 1962, № 11, с. 29—31.

11. **Забродин Б. В.** Электрический подвижной состав французских железных дорог. М., «Транспорт», 1965. 274 с. с ил.

12. **Иоффе А. Б.** Тяговые электрические машины. М.—Л., «Энергия», 1965. 232 с. с ил.

13. **Костенко М. П., Пиотровский Л. М.** Электрические машины. Л., «Энергия», 1973. ч. 1 543 с. с ил., ч. 2 648 с. с ил.

14. **Красовский Б. Н.** Вопросы прочности электрических машин. М., Изд-во АН СССР, 1951. 253 с. с ил.

15. **Минов Д. К.** Механическая часть электроподвижного состава. М.—Л., Госэнергоиздат, 1959. 383 с. с ил.

16. **Нейман Л. Р.** Поверхностный эффект в ферромагнитных телах. М.—Л., Госэнергоиздат, 1949. 190 с. с ил.

17. **Переходный** процесс при ударном включении вращающегося тягового двигателя.— «Известия вузов». Сер. Электромеханика, 1962, № 9, с. 1067—1075. Авт: А. Е. Алексеев, В. А. Кожевников, В. И. Некрасов, Е. П. Шапошникова.

18. **Петров Г. Н.** Электрические машины. М., «Энергия», 1974. 240 с. с ил.

19. **Рихтер Р.** Электрические машины. Т. 5. М.—Л., Госэнергоиздат, 1961. 632 с. с ил.

20. **Силовые** кремниевые диффузионные симметричные вентили (тиристоры) типа ВКДУС.— «Электричество», 1966, № 5, с. 58—61 с ил. Авт: А. Н. Думашевич, Ю. А. Евсеев, В. М. Тучкевич, В. Е. Челноков, Н. И. Явивчик.

21. **Скобелев В. Е.** Двигатели пульсирующего тока. Л., «Энергия», 1968. 231 с. с ил.

22. **Электронная** и ионная техника. М., «Транспорт», 1973. 256 с. с ил. Авт.: С. Н. Засорин, Н. А. Карш, К. Г. Кучма, Р. И. Мирошниченко.

23. **Янов В. П., Курочка А. Л., Аликин Р. И.** Вспомогательные машины магистральных электровозов постоянного тока. М., Трансжелдориздат, 1963. 120 с. с ил.

ОГЛАВЛЕНИЕ

АЛЕКСАНДР ЕМЕЛЬЯНОВИЧ АЛЕКСЕЕВ

ТЯГОВЫЕ ЭЛЕКТРИЧЕСКИЕ МАШИНЫ И ПРЕОБРАЗОВАТЕЛИ

Научный редактор А. В. Лапин
Редактор В. А. Романов
Художественный редактор Г. А. Гудков
Технический редактор Е. А. Хмелинская
Корректор О. С. Денисенко
Переплет художника В. Э. Нефедович

ИБ № 667

Сдано в набор 31/I 1977 г. Подписано к печати 10/V 1977 г. М-21234. Формат 60×90[1]/16. Бумага типографская № 1. Печ. л. 28. Уч.-изд. л. 27,56+1 вклейка. Тираж 3600 экз. Заказ № 292. Цена 1 р. 75 к.

Ленинградское отделение издательства «Энергия» 192041, Ленинград, Марсово поле, 1.

Ленинградская типография № 4 Союзполиграфпрома при Государственном комитете Совета Министров СССР по делам издательств, полиграфии и книжной торговли, 196126, Ленинград, Ф-126, Социалистическая ул., 14.



Издательство «ЭНЕРГИЯ»

ИМЕЮТСЯ В ПРОДАЖЕ СЛЕДУЮЩИЕ КНИГИ ПО ЭЛЕКТРОТЕХНИКЕ

Адамчевский И. Электрическая проводимость жидких диэлектриков. Пер. с польского. Под ред. Г. С. Кучинского. 1972. 296 с. с ил. 1 р. 68 к.

Балыгин И. Е. Электрические свойства твердых диэлектриков. 1974. 192 с. с ил. 82 коп.

Буслович Н. М., Михайлов Л. А. Футеровочные материалы для электропечей с контролируемыми атмосферами. 1975. 72 с. с ил. (Б-ка электротермиста. Вып. 55). 20 коп.

Вольдек А. И. Электрические машины. Учебник для вузов. Изд. 2-е, перераб. и доп. 1974. 840 с. с ил. 2 р. 09 к.

Домбровский В. В., Хуторецкий Г. М. Основы проектирования электрических машин переменного тока. 1974. 504 с. с ил. 2 р. 43 к.

Донской В. В., Рамм Г. С., Вигдорович Ю. Б. Высокочастотные электротермические установки с ламповыми генераторами. Изд. 2-е, перераб. и доп. 1974. 207 с. с ил. 93 коп.

Каасик П. Ю. Тихоходные безредукторные микроэлектродвигатели. 1974. 136 с. с ил. 61 коп.

Каасик П. Ю., Несговорова Е. Д., Борисов А. П. Расчет управляемых короткозамкнутых микродвигателей. 1972. 168 с. с ил. 74 коп.

Кучинский Г. С. Высоковольтные импульсные конденсаторы. 1973. 176 с. с ил. 60 коп.

Петров Ю. П. Оптимальное управление электрическим приводом с учетом ограничений по нагреву. 1971. 144 с. с ил. 43 коп.

Пиотровский Л. М. Электрические машины. Учебник для учащихся энерг. техн. Изд. 7-е, стереотипное. Под ред. А. Р. Деро. 1974. 504 с. с ил. 1 р. 40 к.



Издательство «ЭНЕРГИЯ»

ИМЕЮТСЯ В ПРОДАЖЕ СЛЕДУЮЩИЕ КНИГИ ПО ЭЛЕКТРОТЕХНИКЕ

Рейнбот Г. Магнитные материалы и их применение. Пер. с нем. Под ред. А. А. Преображенского. 1974. 384 с. с ил. 2 р. 13 к.

Рубашкин И. Б. Адаптивные системы взаимосвязанного управления электроприводами. 1975. 160 с. с ил. 68 коп.

Сапко А. И. Устройство и расчет узлов печей электрошлакового переплава, электронно-лучевых и плазменно-дуговых. 1974. 120 с. с ил. (Б-ка электротермиста. Вып. 52). 35 коп.

Слухоцкий А. К., Рыскин С. Е. Индукторы для индукционного нагрева. 1974. 264 с. с ил. 1 р. 23 к.

Теоретические основы электротехники. В трех частях. Учебник для вузов. Под ред. Г. И. Атабекова. Часть 3. Купалян С. Д. Электромагнитное поле. Изд. 3-е, испр. и доп. 1970. 248 с. с ил. 60 коп.

Технология электрокерамики. Под ред. Г. Н. Масленниковой. 1974. 224 с. с ил. 68 коп.

Филиппов И. Ф. Основы теплообмена в электрических машинах. 1974. 384 с. с ил. 1 р. 44 к.

Книги высылаются наложенным платежом.

Заказы можно направлять по адресу:

121096, Москва, ул. Василисы Кожиной, 10, магазин № 170, отдел «Книга — почтой».

196066, Ленинград, Московский просп., 189, магазин № 92, отдел «Книга — почтой».